



UNIVERSIDAD
DE MÁLAGA

UNIVERSIDAD DE MÁLAGA

**DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL, DE MATERIALES Y
FABRICACIÓN**

TESIS DOCTORAL

ANÁLISIS PARAMÉTRICO DEL MECANIZADO EN SECO DE LA ALEACIÓN UNS A97075

FRANCISCO JAVIER TRUJILLO VILCHES

Directores de la Tesis

Dr. D. LORENZO SEVILLA HURTADO

Dr. D. MARIANO MARCOS BÁRCENA



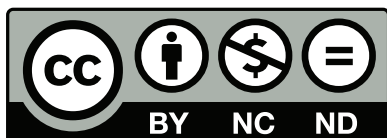
MÁLAGA, 2013



SPICUM
servicio de publicaciones

AUTOR: Francisco Javier Trujillo Vilches

EDITA: Servicio de Publicaciones de la Universidad de Málaga



Esta obra está sujeta a una licencia Creative Commons:

Reconocimiento - No comercial - SinObraDerivada (cc-by-nc-nd):

[Http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/3.0/es](http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/3.0/es)

Cualquier parte de esta obra se puede reproducir sin autorización pero con el reconocimiento y atribución de los autores.

No se puede hacer uso comercial de la obra y no se puede alterar, transformar o hacer obras derivadas.

Esta Tesis Doctoral está depositada en el Repositorio Institucional de la Universidad de Málaga (RIUMA): riuma.uma.es

TESIS DOCTORAL

ANÁLISIS PARAMÉTRICO DEL MECANIZADO EN SECO DE LA ALEACIÓN UNS A97075

FRANCISCO JAVIER TRUJILLO VILCHES

Ingeniero Industrial



ÁREA DE INGENIERÍA DE LOS PROCESOS DE FABRICACIÓN

*DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL, DE MATERIALES Y
FABRICACIÓN*

UNIVERSIDAD DE MÁLAGA

para la obtención del Grado de Doctor Ingeniero Industrial

Málaga 2013



UNIVERSIDAD
DE MÁLAGA

Dpto. Ingeniería Civil, de Materiales y
Fabricación

D. Lorenzo Sevilla Hurtado, Profesor Titular de Universidad del Área de Ingeniería de los Procesos de Fabricación de la Universidad de Málaga, en calidad de Director, y **D. Mariano Marcos Bárcena**, Profesor Titular de Universidad del Área de Ingeniería de los Procesos de Fabricación de la Universidad de Cádiz, en calidad de Codirector, **AUTORIZAN** la presentación a trámite de la Tesis Doctoral de **D. Francisco Javier Trujillo Vilches**, titulada **ANÁLISIS PARAMÉTRICO DEL MECANIZADO EN SECO DE LA ALEACIÓN UNS A97075**.

Málaga, 19 de junio de 2013

EL DIRECTOR DE LA TESIS


Fdo.: Lorenzo Sevilla Hurtado

EL CODIRECTOR DE LA TESIS


Fdo.: Mariano Marcos Bárcena

EL DOCTORANDO


Fdo.: Francisco Javier Trujillo Vilches

Agradecimientos

A través de estas líneas quisiera mostrar mi más profundo agradecimiento a todas aquellas personas que me han ayudado y alentado durante la realización de esta Tesis Doctoral, sin las cuales no hubiera sido posible culminar este arduo trabajo.

A mis Directores, Lorenzo y Mariano, por sus sabios consejos y su infinita paciencia. Su ayuda ha sido y sigue siendo inestimable en mi formación como docente e investigador.

A mis compañeros del Área de Ingeniería de los Procesos de Fabricación y del Centro de Metrología de la Universidad de Málaga:

En especial, a Maria Jesús y Paco. Siempre habéis tenido fe en que algún día lograría alcanzar esta meta.

A Manuel Herrera, por las innumerables horas de dedicación de forma desinteresada en el taller de máquinas-herramienta, y su pericia e ingenio para resolver los problemas que han ido surgiendo.

A Mariajo, por echarme una mano en un tema totalmente desconocido para mí, la microscopía.

A Bea, Carolina, Manolo y Jose, por su compañerismo y generosidad, en momentos donde el tiempo se convierte en el bien más preciado.

A los miembros del Área de Ingeniería de los Procesos de Fabricación de la Escuela Superior de Ingeniería de la Universidad de Cádiz, en especial a Moi, por estar ahí cada vez que lo he necesitado.

A los miembros del Laboratorio de Metrología Dimensional de la Escuela Superior de Ingeniería de la Universidad de Cádiz, por el soporte material y humano que me han prestado.

A mi familia:

A mis hijos, Lucía, Víctor y Javier. Espero que algún día comprendáis que el esfuerzo realizado ha merecido la pena, y sepáis perdonarme por el tiempo que os he robado.

A Victoria y Jose Luis, por vuestra ayuda con los peques, y vuestro apoyo moral y comprensión.

A mis padres, Carlos y Pepa, por inculcarme que los bienes más preciados para una persona son la educación y la cultura, y por sus sacrificios para proporcionarme la oportunidad de acceder a ellos.

Y, por supuesto, a Inma. Sin ti hubiera sido imposible alcanzar este sueño. Gracias por alentarme en los momentos de desánimo, por tus sacrificios y por tu apoyo incondicional. Espero que algún día, no muy lejano, te toque escribir unas palabras similares en tu Tesis.

A todos, desde el corazón, mi eterno agradecimiento.

El pasado ya no es y el futuro no es todavía.

San Agustín

Índice General

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Índice General

Lista de Figuras	LF.1
Lista de Tablas	LT.1

Capítulo 1. Introducción

1.1. Contexto.....	1.1
1.2. Objetivos	1.3
1.3. Organización de la Memoria.....	1.4

Capítulo 2. Estado del Arte del Mecanizado de Aleaciones Metálicas

2.1. Introducción	2.1
2.2. Maquinabilidad	2.2
2.2.1. Concepto de maquinabilidad. Variables de influencia.....	2.3
2.2.2. Propiedades físico-químicas del material a mecanizar	2.5
2.2.3. Parámetros de corte.....	2.7
2.2.3.1. Velocidad de corte	2.7
2.2.3.2. Avance.....	2.8
2.2.3.3. Profundidad de corte.....	2.9
2.2.3.4. Análisis paramétricos	2.9
2.2.4. Herramienta de corte.....	2.10
2.2.5. Fenómenos térmicos.....	2.13
2.2.6. Lubricación y Refrigeración	2.18
2.3. Criterios de maquinabilidad	2.21
2.3.1. Fuerza de corte	2.22
2.3.1.1. Componentes de la fuerza de corte	2.22
2.3.1.2. Variabilidad de la fuerza de corte	2.24
2.3.1.3. Estudio paramétrico de la fuerza de corte	2.25
2.3.2. Desgaste y vida de la herramienta	2.31
2.3.2.1. Mecanismos de desgaste.....	2.32

2.3.2.2.	Localización del desgaste	2.35
2.3.2.3.	Filo recrecido y capa adherida	2.35
2.3.2.4.	Estudio paramétrico del desgaste y vida de la herramienta.....	2.37
2.3.3.	Calidad Superficial	2.43
2.3.3.1.	Estudio paramétrico de las desviaciones microgeométricas.....	2.46
2.3.3.2.	Estudio paramétrico de las desviaciones macrogeométricas	2.57
2.3.4.	Morfología de la viruta.....	2.58
2.4.	Conclusiones.....	2.63
2.5.	Referencias.....	2.64

Capítulo 3. Estado del Arte del Mecanizado de Aleaciones de Aluminio

3.1.	Introducción	3.1
3.2.	Aleaciones de Aluminio	3.2
3.2.1.	Generalidades.....	3.2
3.2.2.	Aplicaciones en la industria aeroespacial	3.9
3.3.	Mecanizado de aleaciones de aluminio	3.15
3.3.1.	Introducción	3.15
3.3.2.	Principales problemas durante el mecanizado	3.15
3.3.3.	Influencia de la microestructura y tratamiento térmico de la aleación	3.18
3.3.4.	Herramientas de corte.....	3.21
3.3.5.	Condiciones de lubricación	3.23
3.3.6.	Parámetros de corte.....	3.24
3.4.	Criterios de maquinabilidad	3.29
3.4.1.	Generalidades.....	3.29
3.4.2.	Morfología de la viruta.....	3.31
3.4.3.	Desgaste y vida de la herramienta	3.34
3.4.4.	Fuerza de corte.....	3.43
3.4.5.	Calidad Superficial	3.47
3.4.5.1.	Aspectos microgeométricos	3.48
3.4.5.2.	Aspectos macrogeométricos	3.57
3.5.	Conclusiones.....	3.61
3.6.	Referencias.....	3.62

Capítulo 4. Metodología Experimental

4.1.	Introducción	4.1
4.2.	Metodología	4.2
4.3.	Análisis de la aleación utilizada en los ensayos	4.5
4.4.	Planificación de los ensayos	4.7
4.4.1.	Variables consideradas en los ensayos	4.7
4.4.2.	Tipos de ensayos	4.8
4.4.2.1.	Ensayos de corta duración	4.9
4.4.2.2.	Ensayos de mecanizado con longitud axial constante	4.10
4.4.3.	Valores de los parámetros de corte utilizados	4.10
4.4.4.	Codificación de los ensayos	4.12
4.5.	Preparación de las probetas	4.13
4.6.	Preparación de la herramienta y la máquina-herramienta	4.14
4.7.	Ejecución de los ensayos de mecanizado	4.17
4.8.	Análisis de la viruta	4.20
4.9.	Análisis de la herramienta	4.22
4.10.	Análisis de la calidad de acabado superficial	4.26
4.11.	Generación de informes	4.33
4.12.	Conclusiones	4.34
4.13.	Referencias	4.34

Capítulo 5. Resultados y Discusión

5.1.	Introducción	5.1
5.2.	Ensayos de corta duración	5.2
5.2.1.	Análisis de la viruta obtenida	5.3
5.2.2.	Análisis de la herramienta	5.9
5.2.3.	Desviaciones microgeométricas	5.24
5.2.4.	Modelos paramétricos para las desviaciones microgeométricas	5.32
5.2.4.1.	Modelos marginales de R_a con profundidad de corte constante	5.33
5.2.4.2.	Modelo paramétrico de R_a	5.40
5.3.	Ensayos de mecanizado con longitud axial constante	5.41
5.3.1.	Análisis de la viruta obtenida	5.41
5.3.2.	Análisis de la herramienta	5.45
5.3.3.	Desviaciones microgeométricas	5.53

5.3.4.	Modelos paramétricos para las desviaciones microgeométricas	5.63
5.3.4.1.	Modelos marginales de Ra en función de v y a para cada tramo	5.63
5.3.4.2.	Modelo paramétrico de Ra en función de a , v y t	5.64
5.3.5.	Desviaciones macrogeométricas.....	5.65
5.3.5.1.	Desviaciones de rectitud	5.65
5.3.5.2.	Desviaciones de paralelismo.....	5.68
5.3.5.3.	Desviaciones de redondez	5.70
5.3.5.4.	Desviaciones de oscilación radial.....	5.75
5.3.6.	Modelos paramétricos para las desviaciones macrogeométricas	5.80
5.3.6.1.	Modelos paramétricos de rectitud	5.81
5.3.6.2.	Modelos paramétricos de paralelismo	5.83
5.3.6.3.	Modelos paramétricos de redondez	5.84
5.3.6.4.	Modelos paramétricos de oscilación radial	5.86
5.4.	Conclusiones.....	5.88
5.5.	Referencias.....	5.90

Capítulo 6. Conclusiones y Líneas de Trabajo Futuras

6.1.	Introducción	6.1
6.2.	Conclusiones.....	6.2
6.3.	Líneas de Trabajo Futuras	6.7

Capítulo 7. Bibliografía

7.1.	Introducción	7.1
7.2.	Fuentes consultadas	7.2
7.2.1.	Publicaciones	7.2
7.2.2.	Legislación y Normativa	7.23
7.2.3.	Páginas Web.....	7.24

Anexos

Anexo A.	Modelo de Informe de Recogida de Datos.....	A-A.1
Anexo B.	Certificados de Calibración.....	A-B.1
Anexo C.	Composición de la aleación ensayada	A-C.1

Lista de Figuras

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Lista de Figuras

	Pág.
<i>Figura 2.1 Variables que intervienen en el proceso de mecanizado</i>	2.4
<i>Figura 2.2 Factores que afectan a la maquinabilidad y criterios de maquinabilidad</i>	2.5
<i>Figura 2.3 Variación de la dureza con la temperatura para diversos materiales de corte</i>	2.11
<i>Figura 2.4 Tendencia actual en el uso de materiales para herramientas</i>	2.12
<i>Figura 2.5 Propiedades de los materiales de corte usualmente utilizados</i>	2.12
<i>Figura 2.6 Relación entre la dureza H (dureza Rockwell) del material a mecanizar y el rango de velocidad de corte para un material de herramienta dado</i>	2.13
<i>Figura 2.7 Zonas de generación de calor durante el proceso de corte</i>	2.14
<i>Figura 2.8 Evacuación de calor en el proceso de corte</i>	2.14
<i>Figura 2.9 Distribución de los flujos de calor en herramientas (a) sin recubrimiento, (b) con recubrimiento monocapa y (c) con recubrimiento multicapa</i>	2.15
<i>Figura 2.10 Efecto del avance sobre la T^a de corte</i>	2.17
<i>Figura 2.11 Técnica de lubricación mediante mínima cantidad de lubricante (MQL)</i>	2.19
<i>Figura 2.12 Dispositivo para mecanizado criogénico</i>	2.20
<i>Figura 2.13 Componentes de la fuerza de corte en una operación de cilindrado, según un sistema ortogonal basado en los movimientos principales de corte</i>	2.23
<i>Figura 2.14 Diagrama típico Fuerza-Tiempo para procesos de torneado horizontal</i>	2.25
<i>Figura 2.15 Influencia de los distintos mecanismos de desgaste en función de la temperatura de corte</i>	2.33
<i>Figura 2.16 Rango de actuación de los tipos de desgaste por adhesión en función de la temperatura</i>	2.34
<i>Figura 2.17 Zonas de localización del desgaste en herramientas de corte y parámetros de evaluación del desgaste</i>	2.35
<i>Figura 2.18 Incorporación de material al filo (BUE, Built-Up Edge) y a la cara de desprendimiento de la herramienta (BUL, Built-Up Layer)</i>	2.36
<i>Figura 2.19 Alteraciones geométricas durante el corte debido a la aparición de BUE</i>	2.36
<i>Figura 2.20 Factores que afectan a la calidad superficial de las piezas mecanizadas</i>	2.45
<i>Figura 2.21 Perfil de rugosidad</i>	2.47
<i>Figura 2.22 Tipos de viruta: (a) Fragmentada; (b) Continua; (c) Segmentada</i>	2.60
<i>Figura 2.23 Formación de nidos de viruta durante el mecanizado de la aleación de Al-Zn UNS A97050</i>	2.60
<i>Figura 2.24 Clasificación de la viruta según su dirección de salida</i>	2.61
<i>Figura 3.1 Evolución histórica en la incorporación de algunos materiales en la fabricación de aeronaves</i>	3.10
<i>Figura 3.2 Aleaciones de aluminio más usadas en la fabricación de aeronaves comerciales</i>	3.11
<i>Figura 3.3 Incorporación de distintas aleaciones de aluminio de la serie 7000 a la fabricación de aeronaves</i>	3.12
<i>Figura 3.4 Porcentaje de uso de distintos materiales en la fabricación del AIRBUS A380</i>	3.14

Figura 3.5	Formación de nidos de viruta e influencia sobre el acabado de la pieza durante el mecanizado de la aleación de Al-Zn UNS A97050	3.18
Figura 3.6	Aleación de Al-Cu para moldeo (a) con precipitación eutéctica en límite de grano, (b) con tratamiento térmico de homogeneización y (c) laminada en caliente	3.19
Figura 3.7	Valores de velocidad de corte empleados en el mecanizado de alta velocidad para distintos materiales	3.27
Figura 3.8	Morfología de viruta obtenida durante el mecanizado de la aleación UNS A92024 para distintas velocidades de corte	3.33
Figura 3.9	Morfología de viruta obtenida durante el mecanizado de la aleación UNS A97075 para distintos avances	3.33
Figura 3.10	Desgaste en incidencia de una herramienta con recubrimiento de diamante (CVD) durante el mecanizado de una aleación de Al-Si con un 18% de contenido en Si	3.35
Figura 3.11	Evolución del espesor δ del material adherido a la herramienta en función de (a) el tiempo de mecanizado y (b) la velocidad de corte, a lo largo de (c) la longitud L	3.37
Figura 3.12	Mecanismos de formación de BUE y BUL en el torneado en seco de la aleación UNS A92024 con herramientas de WC-Co y recubrimiento de TiN	3.38
Figura 3.13	Mecanismos de desgaste en el mecanizado de la aleación UNS A92024 con herramientas de WC-Co sin recubrimiento	3.40
Figura 3.14	Formación de la 2ª capa de BUL por extrusión del BUE	3.41
Figura 3.15	Imágenes SEM de una herramienta de corte de WC-Co sin recubrimiento tras 30 s de mecanizado en seco de la aleación UNS A92024, donde se muestran las zonas interior y exterior del BUL (BUL primario y secundario)	3.42
Figura 3.16	Imágenes SEM de herramientas utilizadas en el torneado en seco de la aleación UNS A97050 bajo los mismos parámetros de corte; (a) sin recubrimiento; (b) con recubrimiento. Adaptada de [102]	3.42
Figura 3.17	Evolución de la fuerza de corte con la velocidad de corte para varias aleaciones de aluminio	3.44
Figura 3.18	Influencia del avance sobre la rugosidad superficial	3.49
Figura 3.19	Relación entre Ra y el ángulo de posición de la herramienta	3.52
Figura 3.20	Alteraciones geométricas de la herramienta durante el mecanizado y su influencia sobre el valor de Ra	3.53
Figura 3.21	Evolución de Ra con la longitud de mecanizado L	3.54
Figura 3.22	Sensibilidad de Ra a las modificaciones geométricas del filo, en función de la longitud de mecanizado y el avance aplicado	3.55
Figura 4.1	Esquema general de la metodología experimental adoptada	4.3
Figura 4.2	Espectrómetro de emisión atómica	4.5
Figura 4.3	Imagen SEM de una muestra de la aleación UNS A97075-T6, donde se observa la presencia de intermetálicos dentro de la matriz de aluminio	4.6
Figura 4.4	Sistema de codificación usado en los ensayos	4.12
Figura 4.5	(a). Barras suministradas de aleación de Al-Zn UNS A97075. (b). Preparación de la probeta para ensayos de mecanizado	4.14
Figura 4.6	Torno paralelo convencional PINACHO S-90/180 utilizado para la preparación de las probetas	4.14
Figura 4.7	Geometría de la herramienta de corte utilizada en los ensayos	4.15

Figura 4.8	Portaherramientas utilizado en los ensayos	4.16
Figura 4.9	Herramienta de corte montada por: (a) el filo TP y (b) el filo OO	4.16
Figura 4.10	Sistema de identificación de las herramientas de corte utilizadas en los ensayos	4.16
Figura 4.11	Torno paralelo equipado con CNC	4.17
Figura 4.12	Diagrama de flujo ensayos de mecanizado con $t = 10$ s	4.18
Figura 4.13	Diagrama de flujo ensayos de mecanizado con $L = 150$ mm	4.19
Figura 4.14	Diagrama de flujo del proceso de análisis de viruta	4.21
Figura 4.15	Filmación de la generación de viruta e identificación con código de ensayo	4.22
Figura 4.16	Fotografiado de la viruta e identificación con código ensayo	4.22
Figura 4.17	Diagrama de flujo de las etapas seguidas en el análisis de la herramienta de corte	4.23
Figura 4.18	Imágenes SOM (10X-63X) de una de las herramientas utilizadas en los ensayos, tomadas con el microscopio estereoscópico	4.24
Figura 4.19	Microscopio estereoscópico Nikon SMZ 2T y dispositivo de captura de imagen	4.24
Figura 4.20	Imagen SEM (a) y espectro EDS (b) obtenidos a partir de una de las herramientas utilizadas en los ensayos	4.25
Figura 4.21	Microscopio electrónico de barrido de bajo vacío JEOL, modelo SM-6490LV	4.26
Figura 4.22	Rugosímetro MAHR Perthometer M4Pi, con palpador NHT 6-100 y unidad de avance modelo PFK	4.28
Figura 4.23	Dispositivo de adquisición del perfil de rugosidad	4.28
Figura 4.24	Tramos de adquisición del perfil de rugosidad en ensayos con $L = 150$ mm	4.29
Figura 4.25	Toma de medidas de redondez y oscilación radial en C1-C6	4.29
Figura 4.26	Dispositivo de medida de desviaciones macrogeométricas	4.30
Figura 4.27	Diagrama de flujo del proceso de adquisición de los perfiles de rugosidad	4.31
Figura 4.28	Diagrama de flujo del proceso de medida de las desviaciones de forma	4.32
Figura 5.1	Morfología de la viruta obtenida en los ensayos con $p = 0,5$ mm y $t = 10$ s	5.4
Figura 5.2	Morfología de la viruta obtenida en los ensayos con $p = 1$ mm y $t = 10$ s	5.5
Figura 5.3	Morfología de la viruta obtenida en los ensayos con $p = 2$ mm y $t = 10$ s	5.6
Figura 5.4	Imágenes SOM (30X) del estado final de las herramientas utilizadas en los ensayos con $p = 0,5$ mm y $t = 10$ s	5.9
Figura 5.5	Imágenes SOM (30X) del estado final de las herramientas utilizadas en los ensayos con $p = 1$ mm y $t = 10$ s	5.10
Figura 5.6	Imágenes SOM (30X) del estado final de las herramientas utilizadas en los ensayos con $p = 2$ mm y $t = 10$ s	5.10
Figura 5.7	Imágenes SOM (20X) de la cara de incidencia de las herramientas utilizadas en algunos de los ensayos de duración $t = 10$ s, y su relación con el ICV de la viruta obtenida	5.12
Figura 5.8	Mecanismo de formación de BUL y BUE en la aleación UNS A92024	5.13
Figura 5.9	Mecanismo de formación de BUL y BUE en la aleación AA7075	5.14
Figura 5.10	Imagen SEM de la herramienta utilizada en el ensayo de duración $t = 10$ s, con $p = 1$ mm, $v = 170$ m/min y $a = 0,2$ mm/r	5.15
Figura 5.11	Imagen SEM de la zona 1 de la herramienta utilizada en el ensayo de duración $t = 10$ s, con $p = 1$ mm, $v = 170$ m/min y $a = 0,2$ mm/r	5.16
Figura 5.12	Resultado EDS Espectro 1 - Zona 1	5.16

Figura 5.13	Resultado EDS Espectro 2 – Zona 1	5.16
Figura 5.14	Resultado EDS Espectro 3 – Zona 1	5.17
Figura 5.15	Imagen SEM de la zona 2 de la herramienta utilizada en el ensayo de duración $t = 10$ s, con $p = 1$ mm, $v = 170$ m/min y $a = 0,2$ mm/r	5.19
Figura 5.16	Resultado EDS Espectro 1 – Zona 2	5.19
Figura 5.17	Resultado EDS Espectro 2 – Zona 2	5.19
Figura 5.18	Resultado EDS Espectro 3 – Zona 2	5.20
Figura 5.19	Resultado EDS Espectro 4 – Zona 2	5.20
Figura 5.20	Resultado EDS Espectro 5 – Zona 2	5.20
Figura 5.21	Imagen SEM de la zona 3 de la herramienta utilizada en el ensayo de duración $t = 10$ s, con $p = 1$ mm, $v = 170$ m/min y $a = 0,2$ mm/r	5.22
Figura 5.22	Resultado EDS Espectro 1 – Zona 3	5.22
Figura 5.23	Resultado EDS Espectro 2 – Zona 3	5.23
Figura 5.24	Evolución de $Ra = f(a)$, para los ensayos con $p = 0,5$ mm y $t = 10$ s	5.27
Figura 5.25	Evolución de $Ra = f(a)$, para los ensayos con $p = 1$ mm y $t = 10$ s	5.27
Figura 5.26	Evolución de $Ra = f(a)$, para los ensayos con $p = 2$ mm y $t = 10$ s	5.27
Figura 5.27	Evolución de $Ra = f(v)$, para los ensayos con $p = 0,5$ mm y $t = 10$ s	5.28
Figura 5.28	Evolución de $Ra = f(v)$, para los ensayos con $p = 1$ mm y $t = 10$ s	5.28
Figura 5.29	Evolución de $Ra = f(v)$, para los ensayos con $p = 2$ mm y $t = 10$ s	5.28
Figura 5.30	Superficie que representa la evolución de $Ra(v,a)$ en escala logarítmica, para los datos obtenidos experimentalmente en los ensayos con $p = 0,5$ mm	5.36
Figura 5.31	Superficie que representa la evolución de $Ra(v,a)$ en escala logarítmica, para los datos obtenidos por simulación con el modelo propuesto en la ecuación (5.5), para $p = 0,5$ mm	5.36
Figura 5.32	Comparación de los datos obtenidos experimentalmente para Ra y los obtenidos por simulación con el modelo propuesto en la ecuación (5.5), para $p = 0,5$ mm	5.36
Figura 5.33	Superficie que representa la evolución de $Ra(v,a)$ en escala logarítmica, para los datos obtenidos experimentalmente en los ensayos con $p = 1$ mm	5.37
Figura 5.34	Superficie que representa la evolución de $Ra(v,a)$ en escala logarítmica, para los datos obtenidos por simulación con el modelo propuesto en la ecuación (5.6), para $p = 1$ mm	5.37
Figura 5.35	Comparación de los datos obtenidos experimentalmente para Ra y los obtenidos por simulación con el modelo propuesto en la ecuación (5.6), para $p = 1$ mm	5.37
Figura 5.36	Superficie que representa la evolución de $Ra(v,a)$ en escala logarítmica, para los datos obtenidos experimentalmente en los ensayos con $p = 2$ mm	5.38
Figura 5.37	Superficie que representa la evolución de $Ra(v,a)$ en escala logarítmica, para los datos obtenidos por simulación con el modelo propuesto en la ecuación (5.7), para $p = 2$ mm	5.38
Figura 5.38	Comparación de los datos obtenidos experimentalmente para Ra y los obtenidos por simulación con el modelo propuesto en la ecuación (5.7), para $p = 2$ mm	5.38
Figura 5.39	Morfología de la viruta obtenida en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.42

Figura 5.40	Formación de nido de viruta y aspecto de la superficie mecanizada, para el ensayo con $v = 200$ m/min, $a = 0,1$ mm/r y $p = 1$ mm	5.44
Figura 5.41	Evolución de la morfología de la viruta a lo largo de L , para el ensayo con $v = 40$ m/min, $a = 0,05$ mm/r y $p = 1$ mm	5.44
Figura 5.42	Imágenes SOM de la cara de desprendimiento (30X) y de la cara de incidencia (15X-20X) de las herramientas utilizadas en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.46
Figura 5.43	Comparativa de las imágenes SOM (30X) de la cara de desprendimiento de las herramientas utilizadas en los ensayos con L constante y $t = 10$ s, para $p = 1$ mm	5.47
Figura 5.44	Imagen SEM de la plaquita utilizada en el ensayo con $v = 40$ m/min, $a = 0,2$ mm/r, $p = 1$ mm y $L = 150$ mm.	5.49
Figura 5.45	Selección de distintos puntos para su análisis mediante EDS, correspondientes al ensayo con $v = 40$ m/min, $a = 0,2$ mm/r, $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.49
Figura 5.46	Imágenes SEM del filo de la herramienta para ensayos con $v = 40$ m/min y $a = 0,2$ mm/r, para $t = 10$ s (a) y para $t > 10$ s (b)	5.51
Figura 5.47	Imagen SEM del filo de la herramienta para el ensayo con $v = 40$ m/min y $a = 0,2$ mm/r, para $t = 10$ s.	5.51
Figura 5.48	Imagen SEM del filo de la herramienta para el ensayo con $v = 40$ m/min y $a = 0,2$ mm/r, para $t > 10$ s.	5.52
Figura 5.49	Evolución de Ra medio = $f(a)$, para $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.55
Figura 5.50	Evolución de Ra medio = $f(v)$, para $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.55
Figura 5.51	Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $v = 40$ m/min y $p = 1$ mm	5.57
Figura 5.52	Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $v = 80$ m/min y $p = 1$ mm	5.57
Figura 5.53	Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $v = 170$ m/min y $p = 1$ mm	5.58
Figura 5.54	Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $v = 200$ m/min y $p = 1$ mm	5.58
Figura 5.55	Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $a = 0,05$ mm/r y $p = 1$ mm	5.59
Figura 5.56	Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $a = 0,1$ mm/r y $p = 1$ mm	5.59
Figura 5.57	Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $a = 0,2$ mm/r y $p = 1$ mm	5.60
Figura 5.58	Influencia del avance y de la aparición de BUE en el valor de Ra	5.62
Figura 5.59	Imágenes SOM (30X) de la herramienta para alguno de los ensayos de duración $t = 10$ s y $t > 10$ s, con $p = 1$ mm	5.62
Figura 5.60	Evolución de los exponentes de v y a en función de L en los modelos marginales de $Ra = f(v, a)$	5.64
Figura 5.61	Evolución de $REC = f(a)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.66
Figura 5.62	Evolución de $REC = f(v)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.66
Figura 5.63	Evolución de $PL = f(a)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.69
Figura 5.64	Evolución de $PL = f(v)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.69
Figura 5.65	Evolución de $RD = f(a)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.72
Figura 5.66	Evolución de $RD = f(v)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.72
Figura 5.67	Evolución de $RD = f(L)$, para los ensayos con $a = 0,05$ mm/r	5.73
Figura 5.68	Evolución de $RD = f(L)$, para los ensayos con $a = 0,1$ mm/r	5.73
Figura 5.69	Evolución de $RD = f(L)$, para los ensayos con $a = 0,2$ mm/r	5.74
Figura 5.70	Influencia del avance en la geometría de la huella mecanizada y su repercusión sobre la medida de la redondez	5.75
Figura 5.71	Evolución de $OR = f(a)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.77
Figura 5.72	Evolución de $OR = f(v)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.77

Figura 5.73	<i>Evolución de $OR = f(L)$, para los ensayos con $a = 0,05 \text{ mm/r}$</i>	5.78
Figura 5.74	<i>Evolución de $OR = f(L)$, para los ensayos con $a = 0,1 \text{ mm/r}$</i>	5.78
Figura 5.75	<i>Evolución de $OR = f(L)$, para los ensayos con $a = 0,2 \text{ mm/r}$</i>	5.79

Lista de Tablas

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Lista de Tablas

		Pág.
Tabla 2.1	Desviaciones del perfil real respecto del nominal	2.44
Tabla 2.2	Tipología de viruta según ISO 3685	2.62
Tabla 3.1	Influencia de los aleantes sobre las propiedades la aleación	3.5
Tabla 3.2	Aplicaciones de las aleaciones de aluminio	3.6
Tabla 3.3	Características de las aleaciones de aluminio forjadas	3.7
Tabla 3.4	Designación de las aleaciones de aluminio moldeadas	3.8
Tabla 3.5	Composición química de las principales aleaciones de aluminio aeroespaciales	3.13
Tabla 3.6	Principales propiedades de algunas de las aleaciones de aluminio más utilizadas en la industria aeroespacial	3.13
Tabla 3.7	Valores de la geometría de la herramienta recomendados para el mecanizado de aleaciones de aluminio en general	3.23
Tabla 3.8	Valores de los parámetros de corte habitualmente utilizados en el mecanizado de aleaciones de aluminio para forja	3.25
Tabla 3.9	Clasificación general de la maquinabilidad de aleaciones de aluminio forjadas	3.30
Tabla 4.1	Composición en % en masa de la aleación ensayada	4.6
Tabla 4.2	Valores de los parámetros de corte utilizados en los ensayos con $t = 10$ s	4.11
Tabla 4.3	Valores de los parámetros de corte utilizados en los ensayos con $L = 150$ mm	4.12
Tabla 5.1	Resultados del análisis EDS obtenido para cada espectro de la zona 1	5.17
Tabla 5.2	Resultados del análisis EDS obtenido para cada espectro de la zona 2	5.21
Tabla 5.3	Resultados del análisis EDS obtenido para cada espectro de la zona 3	5.23
Tabla 5.4	Valores medios de R_a obtenidos en los ensayos con $p = 0,5$ mm y $t = 10$ s	5.24
Tabla 5.5	Valores medios de R_a obtenidos en los ensayos con $p = 1$ mm y $t = 10$ s	5.25
Tabla 5.6	Valores medios de R_a obtenidos en los ensayos con $p = 2$ mm y $t = 10$ s	5.25
Tabla 5.7	Valores de las constantes obtenidas en el ajuste de los modelos marginales con p constante	5.33
Tabla 5.8	Valores de R_a obtenidos experimentalmente y obtenidos mediante simulación con el modelo paramétrico propuesto en (5.5), en ensayos ejecutados con $p = 0,5$ mm	5.34
Tabla 5.9	Valores de R_a obtenidos experimentalmente y obtenidos mediante simulación con el modelo paramétrico propuesto en (5.6), en ensayos ejecutados con $p = 1$ mm	5.35
Tabla 5.10	Valores de R_a obtenidos experimentalmente y obtenidos mediante simulación con el modelo paramétrico propuesto en (5.7), en ensayos ejecutados con $p = 2$ mm	5.35
Tabla 5.11	Valores de las constantes obtenidas para el modelo paramétrico de R_a	5.40
Tabla 5.12	Resultado del análisis para cada espectro EDS de la zona 1	5.50
Tabla 5.13	Resultados del análisis EDS obtenidos para el espectro 1, para el ensayo con $v = 40$ m/min y $a = 0,2$ mm/r, para $t = 10$ s	5.52

Tabla 5.14	Resultados del análisis EDS obtenidos para los distintos espectros de la zona 1, para el ensayo con $v = 40$ m/min y $a = 0,2$ mm/r, para $t > 10$ s	5.53
Tabla 5.15	Valores medios de R_a obtenidos en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.54
Tabla 5.16	Valores de R_a obtenidos en cada tramo L_i , en ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.56
Tabla 5.17	Valores de las constantes de los modelos marginales de $R_a = f(v,a)$, para los ensayos con $L = 150$ mm	5.63
Tabla 5.18	Valores medios de rectitud obtenidos en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.65
Tabla 5.19	Valores medios de paralelismo obtenidos en ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm	5.68
Tabla 5.20	Valores de redondez obtenidos a lo largo de L en ensayos con $p = 1$ mm	5.71
Tabla 5.21	Valores de oscilación radial obtenidos a lo largo de L en ensayos con $p = 1$ mm	5.76
Tabla 5.22	Resultados obtenidos para los modelos paramétricos de rectitud	5.82
Tabla 5.23	Resultados obtenidos para los modelos paramétricos de paralelismo	5.83
Tabla 5.24	Resultados obtenidos para los modelos paramétricos de redondez	5.85
Tabla 5.25	Resultados obtenidos para los modelos paramétricos de oscilación radial	5.86

Capítulo 1

Introducción

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Índice

1.1.	Contexto.....	1.1
1.2.	Objetivos	1.3
1.3.	Organización de la Memoria.....	1.4

1.1. Contexto

La Industria aeronáutica posee unas características muy singulares que la diferencian claramente de otros sectores industriales, y que le confieren una dimensión global. Se trata, por ello, de una industria con un importante interés estratégico, tanto a nivel nacional como internacional.

En España, el sector aeronáutico ha experimentado un desarrollo exponencial en las últimas décadas, situando a nuestra nación entre los principales países europeos del sector, tanto por niveles de producción como de generación de empleo. A pesar de esta buena situación, los continuos retos tecnológicos a los que se enfrenta esta industria, unidos a la fuerte competencia a nivel internacional, obligan al desarrollo de nuevas estrategias que refuercen la productividad de estas empresas.

Entre los factores decisivos en la mejora de la productividad y competitividad se encuentran las actuaciones en I+D+i, centradas en muchos casos en profundizar en el conocimiento de los materiales empleados en estas industrias, así como mejorar el rendimiento de los procesos de fabricación utilizados, teniendo en cuenta distintos aspectos: funcional, económico, energético y medioambiental.

Desde el punto de vista de los materiales empleados, las aleaciones ligeras presentan una serie de propiedades que las hacen idóneas para su uso en la industria aeroespacial. Dentro de este tipo de aleaciones se encuentran las aleaciones de aluminio. En concreto, su baja densidad y su excelente resistencia mecánica propician que sean ampliamente utilizadas en la fabricación de componentes estructurales para aeronaves.

Desde el punto de vista de los procesos de fabricación aplicados en la fabricación de este tipo de componentes, el conformado por arranque de viruta es uno de los más utilizados.

Por otra parte, uno de los aspectos que mayor sensibilidad social ha generado en los últimos años ha sido el medioambiental, siendo numerosas las leyes promulgadas y las normativas desarrolladas al respecto. Por este motivo, uno de los principales retos con los que se encuentran las empresas del sector industrial es el del desarrollo y aplicación de tecnologías productivas con reducido impacto ambiental, manteniendo simultáneamente los niveles de competitividad.

En este sentido, en los procesos de mecanizado se han utilizado de forma tradicional los denominados fluidos de corte, que presentan beneficios desde el punto de vista de la lubricación y la refrigeración del proceso, pero que, por otro lado, presentan un impacto negativo sobre el medioambiente, debido a la generación de residuos tóxicos. El reciclado de estos residuos supone un coste importante para las empresas del sector, por lo que la tendencia actual es la utilización de técnicas que eviten su empleo.

Por contra, la supresión total de estas sustancias da lugar a condiciones muy agresivas desde el punto de vista de los esfuerzos mecánicos y térmicos generados. Por ello, es necesario profundizar en el estudio de todas aquellas variables que afectan al rendimiento del proceso, bajo estas nuevas condiciones, con el objetivo de mejorar su rendimiento. De este modo, es necesario hacer constar la escasez de estudios existentes respecto del mecanizado en seco de aleaciones de aluminio de uso preferente en la industria aeroespacial.

Dentro del marco expuesto se encuentran investigando de forma conjunta distintos miembros de las Universidades de Málaga (UMA) y Cádiz (UCA), pertenecientes a los grupos de investigación TEP933 (*Ingeniería de Fabricación*, UMA) y TEP027 (*Ingeniería y Tecnologías de Materiales y Fabricación*, UCA). Una de las líneas de investigación, común a ambos grupos, se centra en el mecanizado de aleaciones ligeras de uso en la industria aeroespacial, así como en el análisis y evaluación del rendimiento de procesos de mecanizado.

En este contexto se sitúa la presente Tesis Doctoral. Por un lado, se profundizará en el conocimiento del comportamiento de una de las aleaciones ligeras más utilizadas en la industria aeroespacial, la aleación de Al-Zn UNS A97075, cuando se somete a un determinado proceso de conformado por arranque de viruta. Por otro lado, se estudiará la forma de mejorar el rendimiento de estos procesos, cuando se utilizan técnicas con reducido impacto ambiental.

De este modo, se ha optado por el mecanizado en ausencia total de fluidos de corte (en seco, *Dry Machining*), dado que es el que menor impacto ambiental presenta. Por otro lado, la elección de la aleación se justifica por la escasez de investigaciones existentes sobre el mecanizado en seco de la misma, aun siendo muy utilizada en la fabricación de componentes estructurales para aeronaves.

1.2. Objetivos

El principal objetivo de la presente Tesis Doctoral se centra en el análisis paramétrico del mecanizado en seco de la aleación de aluminio-zinc UNS A97075, enfocado a operaciones de torneado. Con ello se pretende establecer una serie de modelos paramétricos que permitan evaluar determinadas variables de salida del proceso en función de ciertas variables de entrada, buscando vías de mejora del rendimiento del mismo.

En concreto, se ha estudiado el comportamiento de la calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas en función de los parámetros de corte (velocidad de corte, avance y profundidad de corte). Esta calidad superficial ha sido evaluada en términos geométricos, a escala micro y macrogeométrica. De este modo, se pretende obtener una serie de modelos matemáticos que permitan prever el valor de la calidad de salida en función del valor de los parámetros de corte aplicados. En este sentido, cabe destacar que no existen estudios de estas características que incluyan la profundidad de corte como variable de estudio.

Por otro lado, se han analizado cuáles son los principales mecanismos de desgaste de la herramienta de corte que aparecen durante el mecanizado en seco de esta aleación, bajo unas condiciones de corte preestablecidas, así como la influencia de este desgaste sobre la calidad de acabado superficial obtenido.

También, se ha realizado un análisis de la morfología de la viruta obtenida, bajo los distintos valores de parámetros de corte aplicados, así como su influencia sobre el desgaste de la herramienta y sobre la calidad de acabado superficial de la pieza mecanizada.

Todo ello con el objetivo de mejorar el rendimiento de estos procesos en su sentido más amplio, de forma que se contemplen los aspectos de rentabilidad económica, eficiencia energética, respeto medioambiental y mantenimiento de las características funcionales de diseño de las piezas mecanizadas

Además del objetivo general, existen una serie de objetivos particulares derivados del contexto en el cuál se enmarca esta Tesis. Dado que se trata de la primera Tesis de estas características que se aborda en la Universidad de Málaga, y debe servir de referencia para futuros trabajos en esta línea, uno de los objetivos particulares planteados es la revisión del Estado del Arte del mecanizado de las aleaciones metálicas, centrado en operaciones de torneado, y particularizando para las aleaciones de aluminio forjadas de uso en la industria aeroespacial. En este sentido, se ha hecho un especial esfuerzo de recopilación de información y de síntesis de la misma, dado la amplitud de la temática a tratar.

Como se trata de una línea de investigación con una fuerte componente experimental, otro de los objetivos particulares planteados es la elaboración de una metodología experimental que sirva de referencia y facilite futuras investigaciones al respecto. En este sentido, se ha tomado como referencia la metodología aplicada por

miembros de los grupos de investigación mencionados, adaptándola a las necesidades y particularidades del objetivo principal planteado en esta Tesis. Con ello se pretende facilitar la comparación de los resultados obtenidos en estudios parecidos realizados sobre otras aleaciones de aluminio similares.

1.3. Organización de la Memoria

La memoria de la presente Tesis Doctoral se ha estructurado en un conjunto de 7 capítulos y 3 anexos.

Para alcanzar el primero de los objetivos particulares planteados, se ha considerado conveniente dedicar dos capítulos a realizar una revisión del Estado del Arte, dado que, como se ha indicado previamente, la amplitud de la temática tratada justifica la división de la revisión bibliográfica en dos capítulos independientes.

Así, el capítulo 2 se centra en la revisión del Estado del Arte del mecanizado de aleaciones metálicas, principalmente en operaciones de torneado. En el mismo se realiza un análisis de las distintas variables que intervienen en los procesos de mecanizado. Se aborda el concepto de maquinabilidad y los distintos criterios utilizados para su evaluación, así como los diferentes modelos paramétricos empleados para este fin.

Seguidamente, en el capítulo 3 se particulariza dicha revisión para el caso de las aleaciones de aluminio de uso en la industria aeroespacial, dado que a esta familia pertenece la aleación utilizada en la parte experimental de esta Tesis. Además, se hace especial hincapié en las operaciones de torneado en seco, ya que ha sido el tipo de mecanizado aplicado durante dicha fase experimental.

En el capítulo 4 se realiza una descripción de la metodología experimental empleada, identificando las distintas fases que la conforman y los recursos empleados. Con ello se pretende alcanzar el segundo de los objetivos particulares planteados.

Los resultados obtenidos durante la fase experimental se presentan y discuten en el capítulo 5. Además, el tratamiento matemático de estos resultados ha posibilitado la obtención de una serie de modelos paramétricos que permiten determinar el grado de alcance del objetivo principal de la presente Tesis.

A continuación, en el capítulo 6 se recogen las principales conclusiones y aportaciones, fruto del trabajo realizado, además de exponerse las posibles líneas futuras de actuación.

Finalmente, aunque se han incluido las referencias bibliográficas al final de cada capítulo, se ha dedicado el último de ellos, el capítulo 7, a recoger todas las fuentes bibliográficas consultadas. Con ello se pretende incluir, no solo las fuentes referenciadas en cada uno de los capítulos, sino también otras fuentes consultadas y

no referenciadas en el texto, proporcionando, además, una visión global del conjunto. Por otro lado, esto permite realizar una ordenación distinta a la utilizada a lo largo de la Tesis, agrupando la bibliografía en función del tipo de fuente consultada.

Capítulo 2

Estado del Arte del Mecanizado de Aleaciones Metálicas

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Índice

2.1.	Introducción	2.1
2.2.	Maquinabilidad	2.2
2.2.1.	Concepto de maquinabilidad. Variables de influencia.....	2.3
2.2.2.	Propiedades físico-químicas del material a mecanizar	2.5
2.2.3.	Parámetros de corte.....	2.7
2.2.3.1.	Velocidad de corte	2.7
2.2.3.2.	Avance.....	2.8
2.2.3.3.	Profundidad de corte.....	2.9
2.2.3.4.	Análisis paramétricos	2.9
2.2.4.	Herramienta de corte.....	2.10
2.2.5.	Fenómenos térmicos.....	2.13
2.2.6.	Lubricación y Refrigeración	2.18
2.3.	Criterios de maquinabilidad	2.21
2.3.1.	Fuerza de corte	2.22
2.3.1.1.	Componentes de la fuerza de corte	2.22
2.3.1.2.	Variabilidad de la fuerza de corte	2.24
2.3.1.3.	Estudio paramétrico de la fuerza de corte	2.25
2.3.2.	Desgaste y vida de la herramienta	2.31
2.3.2.1.	Mecanismos de desgaste.....	2.32
2.3.2.2.	Localización del desgaste	2.35
2.3.2.3.	Filo recrecido y capa adherida	2.35
2.3.2.4.	Estudio paramétrico del desgaste y vida de la herramienta.....	2.37
2.3.3.	Calidad Superficial	2.43
2.3.3.1.	Estudio paramétrico de las desviaciones microgeométricas.....	2.46
2.3.3.2.	Estudio paramétrico de las desviaciones macrogeométricas	2.57
2.3.4.	Morfología de la viruta.....	2.58
2.4.	Conclusiones.....	2.63
2.5.	Referencias.....	2.64

En este capítulo se realiza una aproximación a la revisión del Estado del Arte del mecanizado de aleaciones metálicas, centrándose dicha revisión, principalmente, en operaciones de torneado. Se identifican las distintas variables que intervienen en estos procesos y se analiza cómo afectan éstas a la maquinabilidad de las distintas aleaciones. Además, se discuten los distintos criterios utilizados para la evaluación de la maquinabilidad, así como los distintos modelos paramétricos utilizados con este fin.

2.1. Introducción

Como se ha mencionado, las Universidades de Málaga y Cádiz se encuentran colaborando en distintas investigaciones relacionadas con el estudio del mecanizado de aleaciones de uso extendido en la industria aeroespacial, sector considerado de interés estratégico. Esta Tesis se encuentra enmarcada dentro de este contexto.

En concreto, uno de los objetivos de la presenta Tesis Doctoral es analizar el comportamiento de una de estas aleaciones, la aleación de Al-Zn UNS A97075, cuando se somete a un proceso de conformado por arranque de viruta, bajo unas condiciones de corte determinadas. Con ello se pretende buscar vías de mejora del rendimiento de este tipo de procesos.

El rendimiento de un proceso de fabricación no puede ser evaluado exclusivamente desde el punto de vista económico, sino que también hay que tener en cuenta los aspectos energéticos, medioambientales y funcionales [1].

Por un lado, el producto obtenido debe ser económicamente rentable, con el objetivo de garantizar su viabilidad y competitividad en el mercado. Por otro lado, el precio de la energía, en continuo ascenso, hace necesario plantear medidas de ahorro energético que garanticen esa rentabilidad económica, además de los beneficios medioambientales que se generen de forma paralela [2,3].

Por otro lado, la legislación en materia medioambiental es cada vez más estricta a la hora de exigir procesos y productos que sean respetuosos con el medioambiente. Esto supone en muchos casos un coste adicional para las empresas,

que necesitan redoblar sus esfuerzos en el reciclado, en la utilización de técnicas de fabricación limpias y en la obtención de productos con una vida útil mayor [4,5].

De este modo, se puede considerar el rendimiento del proceso situado en el centro de masas de un “Tetraedro” cuyos vértices son los cuatro aspectos mencionados. Así, la mejora del rendimiento implica la consecución de un equilibrio entre estos factores [6].

Conocer el comportamiento de una aleación concreta cuando se somete a un determinado proceso de conformado es uno de los pilares básicos para lograr este objetivo. En el caso del mecanizado, el gran número de variables que intervienen en estos procesos hacen que su estudio sea complejo. Sin embargo, es fundamental comprender como interactúan estas variables entre sí así como la repercusión que tienen sobre dicho rendimiento.

Por este motivo, en este capítulo se abordará la revisión del Estado del Arte del mecanizado de aleaciones metálicas, para, en un capítulo posterior, particularizar esta revisión para el caso del mecanizado de las aleaciones de aluminio de interés aeroespacial.

La temática a tratar es muy amplia, con información abundante, pero bastante dispersa en general. Por ello, se ha hecho un esfuerzo importante desde el punto de vista de la recopilación de información y síntesis de la misma. Este esfuerzo se justifica por tratarse de la primera Tesis en la Universidad de Málaga que se desarrolla dentro de esta temática, motivo por el que debe servir para sentar las bases de futuras investigaciones en esa línea.

2.2. Maquinabilidad

El objetivo de cualquier proceso de fabricación es obtener un producto determinado, acorde a un diseño y a unas especificaciones de partida, y con el mayor rendimiento posible. La consecución de este objetivo está íntimamente ligada a la correcta selección del material de la pieza y del proceso de fabricación empleado [7,8].

Uno de los procesos de conformado más utilizados en la fabricación de componentes, a partir de aleaciones metálicas, ha sido el conformado por arranque de viruta o mecanizado. La optimización de este tipo de procesos es, por tanto, clave para conseguir fabricar piezas que cumplan con unos requisitos de calidad, a un coste razonable.

Normalmente, a la hora de seleccionar el material a utilizar para fabricar un producto, se piensa en las propiedades que debe tener ese material en servicio, y no tanto en la facilidad que presentará para ser conformado. Sin embargo, los costes de producción y la calidad del producto obtenido dependen en gran medida de este concepto, que en el caso del mecanizado está asociado al término *maquinabilidad*.

2.2.1. Concepto de maquinabilidad. Variables de influencia

El término *maquinabilidad* es ampliamente utilizado en toda la bibliografía especializada en el mecanizado de materiales, por lo que debería existir una definición clara y concisa del mismo. Sin embargo, esto no es así, debido a que existen una serie de condicionantes que lo impiden, no existiendo una definición única y objetiva del concepto de *maquinabilidad*. A continuación, se hace un repaso a algunas de las distintas definiciones encontradas en la bibliografía consultada.

De acuerdo con Ernst [9], el término maquinabilidad hace referencia a una propiedad física compleja de los metales, que incluye conceptos como la facilidad de eliminación de material en el mecanizado, junto con la capacidad para obtener un buen acabado superficial, con el menor desgaste posible de la herramienta durante el corte.

En [10], Boulger se refiere a la maquinabilidad como la eliminación de viruta con una vida de herramienta y acabado superficial satisfactorios.

Boston [11] define la maquinabilidad como la respuesta de un metal al mecanizado, que da lugar a una larga duración de la herramienta en comparación con otros materiales, proporcionando un buen acabado superficial, generando viruta fragmentada, y dando lugar a piezas con precisión dimensional adecuada, obtenidas al menor coste y con el menor consumo de energía.

De acuerdo con Trent [12], la maquinabilidad se debe asociar con la facilidad con la que un material puede ser mecanizado, bajo unas condiciones de operación dadas (velocidad de corte, avance, profundidad de corte, lubricación,...). También se refiere a esta propiedad en términos parecidos los expuestos en [11], refiriéndose a la maquinabilidad como una medida de la respuesta de un material cuando se mecaniza con un material de herramienta determinado, para una vida aceptable de la misma y proporcionando un acabado superficial y unas características funcionales aceptables en los componentes fabricados.

En [13], Childs y Novel se refieren a la maquinabilidad de un metal como la facilidad para lograr una producción requerida de mecanizado de componentes en relación con el coste.

Como se puede comprobar, las definiciones dadas usan una terminología muy diversa y, en muchos casos, se advierten faltas de objetividad. Así, se relaciona la maquinabilidad con términos tan dispares como *“propiedad física”*, *“acabado superficial”*, *“desgaste de la herramienta”*, *“viruta”*, *“condiciones de corte”* o *“coste”*. En ellas se recurre a términos como *“la mejor”*, *“buena”*, *“aceptable”*, *“adecuado”*, *“menor posible”*, para referirse a propiedades o situaciones que determinan la maquinabilidad de un material.

Trent [12] realiza un símil para referirse a esta situación en los siguientes términos: *“La maquinabilidad de una aleación es similar al paladar de un vino.”*

Fácilmente apreciado de forma cualitativa pero no medible de forma fácil en términos cuantitativos”. Es decir, existen definiciones más o menos complejas del término maquinabilidad pero, en cualquier caso, se trata de un término que presenta importantes dificultades para ser evaluado de forma práctica.

Por otro lado, la facilidad de un material para ser mecanizado se interpreta de forma muy distinta a pie de producción, en función del número de piezas producidas por hora, del coste del componente o de la calidad de la pieza obtenida. La variedad de procesos y la diversidad de criterios adoptados para calificar la maquinabilidad no permiten definirla unívocamente en términos cuantitativos, pudiendo tener distintos significados en diferentes contextos y dependiendo del elevado número de parámetros que intervienen en el mecanizado. Por tanto, para su evaluación se deberán tener en cuenta, en mayor o menor medida, los distintos valores que adoptan las variables que intervienen en el proceso [14].

Habitualmente se considera que un proceso de mecanizado está afectado por una serie de variables; unas tienen carácter de variables de entrada, es decir, se trata de variables independientes o controlables externamente. Otras, denominadas variables dependientes, son el resultado o salida del proceso de corte. La maquinabilidad dependerá, en primer término, de las variables de entrada o impuestas al proceso, y que afectarán al resultado de las variables de salida obtenidas [15]. En la Figura 2.1 se muestra un esquema con distintas variables que intervienen en los procesos de mecanizado.

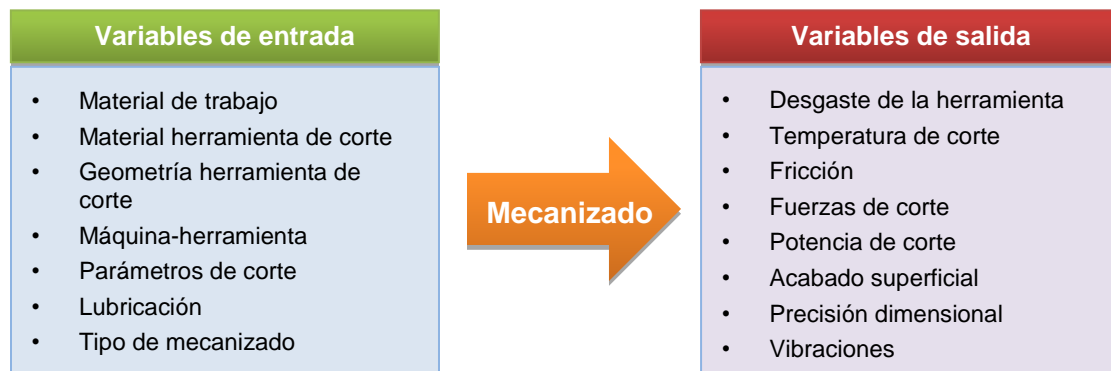


Figura 2.1. Variables que intervienen en el proceso de mecanizado. Adaptada de [15]

Para hacer frente a esta compleja situación, el enfoque adoptado de forma habitual en la bibliografía consultada es analizar el comportamiento durante el mecanizado de las distintas aleaciones metálicas siguiendo alguno de los siguientes criterios [12,15-19], basados en las variables de salida del mecanizado, Figura 2.2:

- Acabado superficial
- Desgaste y vida de la herramienta
- Morfología de la viruta

- Temperatura de corte
- Fuerza y potencia de corte

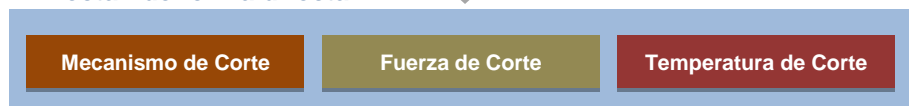
En definitiva, la maquinabilidad puede ser definida como la relativa facilidad al corte que presenta un determinado material, con una herramienta prefijada y para una combinación de criterios establecidos [18].

Con frecuencia, la correcta y completa evaluación de la maquinabilidad de un material no puede ser obtenida considerando un único criterio, siendo necesaria la combinación de varios de forma simultánea. Existe gran cantidad de trabajos orientados en esta dirección, aunque presentan una metodología bastante compleja y de difícil aplicación práctica. Los esfuerzos actuales están dirigidos al desarrollo de técnicas que permitan determinar cuáles son los factores que influyen en la evaluación del mecanizado de un determinado material y para una operación de mecanizado dada [20].

Afectan de forma indirecta

Material	Herramienta	Parámetros de corte	Lubricación	Operación
<ul style="list-style-type: none"> • Propiedades físicas • Propiedades químicas • Composición • Microestructura • Tratamiento térmico 	<ul style="list-style-type: none"> • Material • Geometría • Recubrimiento • Acabado 	<ul style="list-style-type: none"> • Velocidad de corte • Avance • Profundidad de corte 	<ul style="list-style-type: none"> • Fluido de corte • Seco • MQL • Criogénico • Aire • CO₂ 	<ul style="list-style-type: none"> • MHTA. • Rigidez • Vibraciones • Configuración • Utillaje • Potencia • Par

Afectan de forma directa



Criterios



Figura 2.2. Factores que afectan a la maquinabilidad y criterios de maquinabilidad. Adaptada de [21]

2.2.2. Propiedades físico-químicas del material a mecanizar

Una de las decisiones más importantes cuando se diseña una determinada pieza o producto es el material con el que se va a fabricar. Normalmente se elige

teniendo en cuenta las condiciones de servicio a las que se va a encontrar sometida la pieza, con el objetivo de garantizar que cumpla la función para la cual fue diseñada [22].

Entre los requisitos exigibles, los más importantes son los relacionados con sus propiedades mecánicas (resistencia, tenacidad, ductilidad, dureza...) y sus propiedades físicas (densidad, calor específico, conductividad térmica, conductividad eléctrica...). También es fundamental tener en cuenta sus propiedades químicas (resistencia a la corrosión, oxidación, inflamabilidad...), sobre todo cuando se encuentran sometidos a entornos hostiles. Adicionalmente, el coste y disponibilidad del material, así como la vida en servicio y reciclado, son factores importantes a tener en consideración [17].

Habitualmente, una vez seleccionado el material, se decide cuál es el proceso de fabricación más adecuado. Las propiedades del material de trabajo tienen una repercusión significativa en el éxito de la operación de conformado, como es el caso de las operaciones de mecanizado.

El desarrollo continuo de nuevos materiales y aleaciones, bien mediante la creación de nuevas estructuras o bien a través de la modificación de las existentes, hace necesario un estudio individualizado de la repercusión su composición química y microestructura sobre su maquinabilidad. La velocidad a la que se avanza en el desarrollo de nuevas aleaciones hace que se prioricen sus propiedades en servicio frente a la facilidad de mecanizado [23].

Las mismas propiedades que dotan a un material de unas buenas características en servicio pueden ir en contra de la facilidad con la que es mecanizado. Habitualmente, aleaciones con una alta resistencia al desgaste dan lugar a un incremento de los esfuerzos térmicos y mecánicos desarrollados durante el mecanizado, dificultando el corte y aumentando el desgaste de las herramientas. Por otro lado, materiales muy dúctiles pueden dar lugar a formación de viruta continua muy plástica y difícilmente fragmentable, dificultando el mecanizado y dando lugar a acabados superficiales bastante pobres [16].

Además, la composición química de la aleación tiene un efecto trascendental sobre el resultado final del mecanizado. En muchos casos, los elementos aleantes que se añaden a un material para mejorar sus propiedades afectan significativamente a los mecanismos de desgaste que tienen lugar en la herramienta, repercutiendo en las fuerzas de corte y en la integridad superficial de la pieza [24-26].

La microestructura del material es otro aspecto a tener en cuenta. Tradicionalmente, ha sido un aspecto obviado en el análisis de la maquinabilidad de una aleación, aunque en los últimos años el número de estudios encaminados en esta dirección ha aumentado, poniendo de manifiesto su importancia sobre aspectos como el desgaste y vida de la herramienta, las fuerzas de corte, la integridad superficial de la pieza mecanizada, la temperatura de corte o la morfología de la viruta [27-33].

En el mismo sentido, se puede hablar del tratamiento térmico que se les da a ciertas aleaciones para mejorar sus propiedades. Frecuentemente se omite tener en cuenta la repercusión que estos tratamientos pueden tener sobre la maquinabilidad de la aleación, prevaleciendo las mejoras que aporta a las propiedades del material en servicio. Sin embargo, se trata de un aspecto que no debe ser despreciado [34].

Por un lado, el tratamiento térmico afectará a la estructura y tamaño del grano del material. Habitualmente, estructuras con grano más grande dan lugar a un mayor desgaste de la herramienta y a peores acabados superficiales, además de requerir un mayor valor de fuerza de corte. Todo esto se traduce en una reducción de la maquinabilidad [35,36].

Además, el tratamiento térmico puede afectar a la dureza del material. Así, en materiales muy plásticos, como las aleaciones de aluminio, el aumento de la dureza repercutirá de forma positiva en la maquinabilidad del material. Por un lado, este aumento de dureza retrasa la aparición del filo recrecido, que repercute en una mejora en el acabado superficial obtenido, en la reducción del desgaste de la herramienta y, en menor medida, en una reducción de la fuerza de corte. Por otro lado, el aumento de la dureza aumenta la fragmentabilidad de la viruta, reduciendo la aparición de nidos de viruta y mejorando la continuidad del proceso [37,38].

2.2.3. Parámetros de corte

Los parámetros de corte configuran el proceso de mecanizado, siendo su influencia directa en cualquier operación de conformado por arranque de viruta. Como es bien sabido, dichos parámetros son: la velocidad de corte (v), el avance (a) y la profundidad de corte (p) [16].

Normalmente, la selección de los valores a utilizar depende de otras variables de entrada, como las propiedades del material a mecanizar, el material de la herramienta y el tipo de operación de mecanizado a ejecutar. Por otro lado, el resultado obtenido en las distintas variables de salida del proceso (fuerza de corte, acabado superficial, desgaste de la herramienta, etc.) quedará afectado por los valores seleccionados para estos parámetros [15,18].

2.2.3.1. Velocidad de corte

La velocidad de corte es, en general, el parámetro que más influye en la economía del proceso de mecanizado de aleaciones metálicas. El coste del mecanizado se puede reducir aumentando la velocidad de corte, pero existen límites por encima de los cuales se acorta la vida de la herramienta excesivamente. Por tanto, es necesario seleccionar este parámetro de forma que permita alcanzar los rendimientos más altos posibles, en cuanto a cantidad de material eliminado por

unidad de tiempo, compatibilizándolo con una duración de herramienta lo más prolongada posible [13,14].

La reducción de la vida de la herramienta al aumentar la velocidad de corte es un aspecto que influye en menor medida en el mecanizado de aleaciones consideradas dentro del grupo de “aleaciones con buena maquinabilidad”, tal y como sucede con ciertas aleaciones de aluminio o magnesio. En estos casos la velocidad de corte viene limitada por la capacidad de manejar grandes cantidades de viruta en movimiento rápido [15]. Así, en este tipo de aleaciones es frecuente recurrir al uso del denominado *Mecanizado de Alta Velocidad* (MAV), que permite elevados niveles de producción, excelentes acabados y razonables niveles de desgaste y duración de herramienta [39].

Sin embargo, en el caso del mecanizado de aleaciones de elevada dureza y resistencia, como ocurre en la mayor parte de los aceros y fundiciones, o en las súper aleaciones de níquel o titanio, las temperaturas alcanzadas en la zona de contacto viruta-herramienta aumentan considerablemente al aumentar la velocidad de corte. Por encima de ciertas velocidades críticas, las herramientas tienden a colapsarse después de un tiempo muy corto de corte, bajo la influencia de las elevadas tensiones y temperaturas alcanzadas [40,41].

Por otro lado, la velocidad de corte afecta a la formación del filo recrecido, en mayor o menor medida, dependiendo de la aleación mecanizada. En general, se puede decir que el aumento de la velocidad de corte previene la aparición del filo recrecido. Por ello, de forma indirecta, se ven influenciados los resultados obtenidos de calidad de acabado superficial, así como a las fuerzas de corte [42,43].

2.2.3.2. Avance

En cuanto al avance, su selección dependerá en gran medida del tipo de herramienta a utilizar, de la tasa de arranque de material y de la calidad de acabado superficial que se quiera obtener [15].

El uso de materiales de herramientas frágiles deberá ser combinado con velocidades de avance bajas, existiendo un mayor riesgo de fractura al aumentar el avance. Por otro lado, si lo que se desea es una tasa de arranque de material elevada, como ocurre en el caso de las operaciones de desbaste, se deberán seleccionar valores de avance altos. Estos valores vendrán limitados por la propia máquina-herramienta (par y potencia que es capaz de suministrar), así como por la rigidez de la propia instalación [16].

Sin embargo, si lo que se quiere es mejorar la calidad de acabado superficial a escala macrogeométrica, habitualmente se deberán seleccionar valores de avance bajos [12,17]. De hecho, de acuerdo con [44], para profundidades de corte suficientemente grandes, el valor de la rugosidad media aritmética obtenida en la pieza mecanizada es proporcional al avance.

2.2.3.3. Profundidad de corte

En cuanto a la profundidad de corte (p), ésta viene condicionada principalmente por el tipo de operación. En operaciones de desbaste, tal y como se comentó anteriormente, se busca maximizar la tasa de eliminación de material, por lo que se eligen valores lo mayores posibles, estando limitada dicha profundidad por la potencia disponible, la rigidez de la instalación y la resistencia de la propia herramienta. En el caso de operaciones de acabado, en las que se busca alcanzar unos valores determinados de calidad superficial y tolerancias geométricas y dimensionales, se opta por seleccionar valores más reducidos [16].

2.2.3.4. Análisis paramétricos

La obtención mediante mecanizado de piezas que reúnan unos niveles de calidad preestablecidos, con el mayor rendimiento posible, requiere de una correcta selección de los valores de los parámetros de corte [45]. La cantidad de variables que afectan a su selección, así como su repercusión sobre distintas variables de salida, hacen necesaria la realización de estudios individualizados, en función de la aleación a mecanizar, el material de la herramienta y los objetivos prioritarios del proceso.

En este sentido, en la bibliografía consultada se encuentran numerosos trabajos encaminados al análisis del comportamiento de una determinada aleación, mecanizada con una herramienta concreta y sometida a distintas combinaciones de parámetros de corte, evaluando dicho comportamiento en términos de desgaste de la herramienta, temperatura de corte, fuerza de corte requerida o calidad de acabado en términos geométricos [41,46-55].

Muchos de estos trabajos están basados en estudios de tipo analítico, potenciados en los últimos años por el avance en las técnicas computacionales y por los métodos de simulación por ordenador [56-59]. Sin embargo, el gran número de variables que intervienen en los procesos de mecanizado hace que su estudio mediante esta vía sea complejo, recurriéndose habitualmente a simplificaciones que hacen que los resultados se alejen con frecuencia de la realidad [60].

Por esta razón, la mayoría de estos trabajos están basados en la experimentación. En ellos se suelen realizar ensayos sistemáticos, a partir de cuyos resultados se pretende obtener, generalmente, modelos que permitan predecir el comportamiento de las variables de salida del proceso a partir de las de entrada. Algunos de estos estudios se basan en los métodos de ensayos considerados tradicionales y otros basados en el *diseño de experimentos*.

Los ensayos tradicionales consisten en utilizar el procedimiento denominado “variar un factor cada vez” (*Factor By Factor*, FbF) [61]. A partir de unas condiciones iniciales, se realizan experimentos en los cuales todos los factores se mantienen constantes excepto el que se está estudiando. De este modo, la variación de la

respuesta se puede atribuir a la variación del factor, y, por tanto, revela el efecto de ese factor. El procedimiento se repite para los otros factores.

El inconveniente fundamental de esta metodología radica en que es necesario ensayar todas las combinaciones posibles entre parámetros, lo cual acarrea importantes inversiones en tiempo y elevados costes experimentales [62].

Por ello, muchos investigadores se decantan por el uso del “Diseño de Experimentos” (*Design of Experiments*, DoE). Esta metodología proporciona el marco matemático para cambiar todos los factores simultáneamente y no de uno en uno, como es el caso del método tradicional, y obtener así la información buscada con un número reducido de experimentos. Para ello, se hace necesario identificar cuáles son las variables que influyen realmente en el proceso, eliminando aquellas cuya repercusión es despreciable. Entre los métodos de DoE más utilizados se encuentran la “Metodología de Superficie de Respuesta” (MSR) y las “Técnicas de Taguchi” (TG) [63].

Sin embargo, muchos de los investigadores que se decantan por el método tradicional (FbF) argumentan la necesidad de ensayar todas las combinaciones posibles, descartando el diseño de experimentos, debido a la posibilidad de aparición de puntos singulares y combinaciones críticas que no encajen exactamente en el modelo general de comportamiento, hecho frecuente en un proceso tan complejo y afectado por tantos factores como es el mecanizado [64].

2.2.4. Herramienta de corte

Durante el proceso de corte, las herramientas se encuentran sometidas a condiciones extremas, desde el punto de vista mecánico y térmico. Esto hace que las tensiones que tienen que soportar sean muy elevadas. Por ello, las herramientas utilizadas deben poseer unas propiedades que les permitan resistir estas condiciones severas, manteniendo sus características iniciales durante un tiempo razonable, con el objetivo de alcanzar los objetivos de calidad de la pieza final, a un coste lo más bajo posible [12,13].

Por tanto, una de las claves del éxito de cualquier proceso de mecanizado es la selección de la herramienta de corte, lo cual incluye dos aspectos: la selección del material y la geometría. Se trata de una decisión no solo técnica, sino también económica. Se tendrán que utilizar herramientas que permitan alcanzar los objetivos propuestos, de forma que se optimice su coste de adquisición y su duración, así como el tiempo de producción de la pieza.

En cuanto a la selección del material, este debe reunir una serie de características que lo hagan adecuado para el proceso de corte. Estas características son: elevada dureza, alta resistencia al desgaste, buena resiliencia, alta conductividad térmica, bajo coeficiente de rozamiento y alta estabilidad química [15,16].

Además, todas estas propiedades se deben mantener a altas temperaturas (Figura 2.3.), así como permanecer inalterables el mayor tiempo posible. Normalmente, muchas de estas propiedades caminan en direcciones opuestas, como ocurre con la dureza y la ductilidad, por lo que hay que llegar a una solución de compromiso que las equilibre [19].

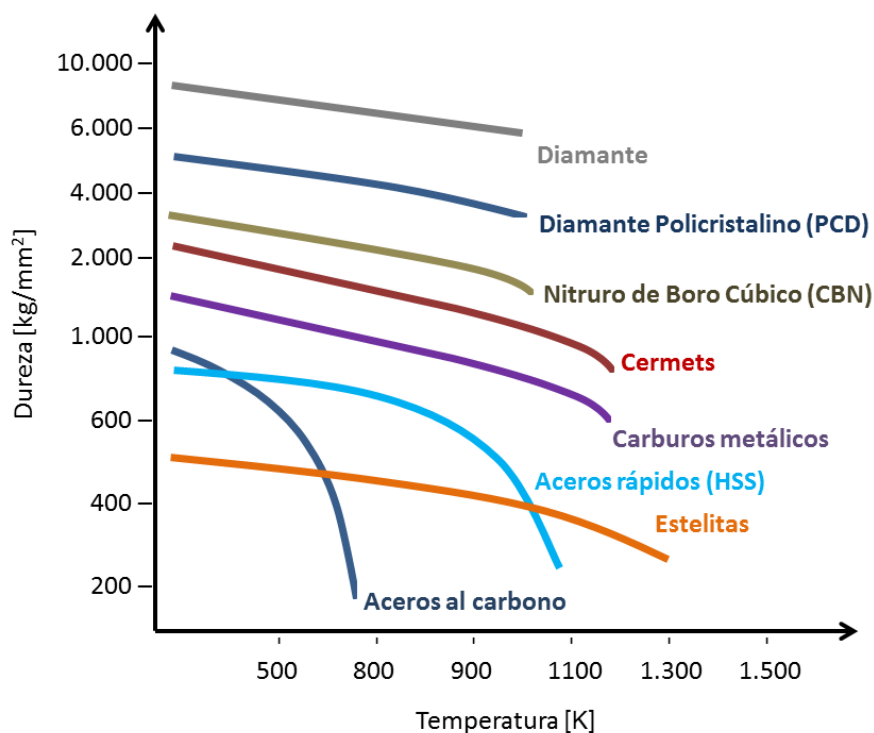


Figura 2.3. Variación de la dureza con la temperatura para diversos materiales de corte.
Adaptada de [19]

Para superar esta dualidad se suele recurrir a la fabricación de herramientas con materiales compuestos, de forma que el núcleo de la herramienta esté hecho de un material que aguante las cargas intermitentes del corte, unido a un recubrimiento exterior con elevada dureza y resistencia al desgaste. Esto hace que los carburos metálicos con recubrimiento sean de los más utilizados [65]. En la Figura 2.4 se muestran los materiales más utilizados hoy en día en las operaciones de corte, así como su nivel de aplicación.

Cada uno de estos materiales presenta unas propiedades distintas, Figura 2.5 y Figura 2.6 [13,66]. La selección de uno u otro se realizará teniendo en cuenta diversos factores, como el tipo de mecanizado y máquina-herramienta a emplear, material y geometría de la pieza a mecanizar, parámetros de corte empleados, nivel de precisión requerido y, por supuesto, el coste de adquisición [67].

Existen diversos factores que hacen que el estudio y desarrollo de nuevos materiales para herramientas de corte esté en continua evolución: el desarrollo de nuevos materiales, cada vez más resistentes; los requerimientos de piezas cada vez más precisas; la paulatina eliminación de los fluidos de corte por razones de salud

laboral y medioambientales, que hacen que los procesos de corte sean más agresivos; la necesidad de reducir costes y aumentar la productividad [68,69].

En este sentido, son muchos los trabajos que se encuentran en la bibliografía encaminados a estudiar el comportamiento de un determinado material para herramienta (o recubrimiento empleado), en el mecanizado de un material concreto, bajo distintas condiciones de corte, analizando los resultados obtenidos desde el punto de vista de la calidad de la pieza obtenida o de la vida de la herramienta [70-72].

Además del material para la herramienta, su geometría es otro aspecto fundamental a tener en consideración. Dicha geometría influirá de forma directa en los resultados del mecanizado (precisión, vida de la herramienta, fuerzas de corte, etc.) por lo que será necesario optimizarla [73-75].

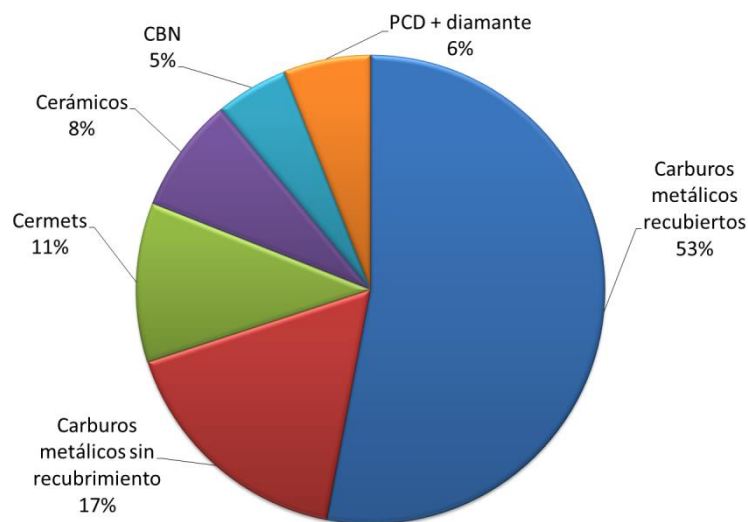


Figura 2.4. Tendencia actual en el uso de materiales para herramientas (se han excluido los HSS). Adaptada de [12]

Comportamiento		+ Mejora		- Empeora			
	HSS	Estelitas	Carburos Metálicos sin recubrimiento	Carburos Metálicos con recubrimiento	CERÁMICOS	NBC	DIAMANTE PCD
Dureza en caliente			-	+			
Tenacidad			+	-			
Resistencia al impacto			+	-			
Resistencia al desgaste			-	+			
Fragilidad			+	-			
Velocidad de corte			-	-			
Resistencia al choque térmico			+	-			
Coste			+	-			

Figura 2.5. Propiedades de los materiales de corte usualmente utilizados. Adaptada de [13]

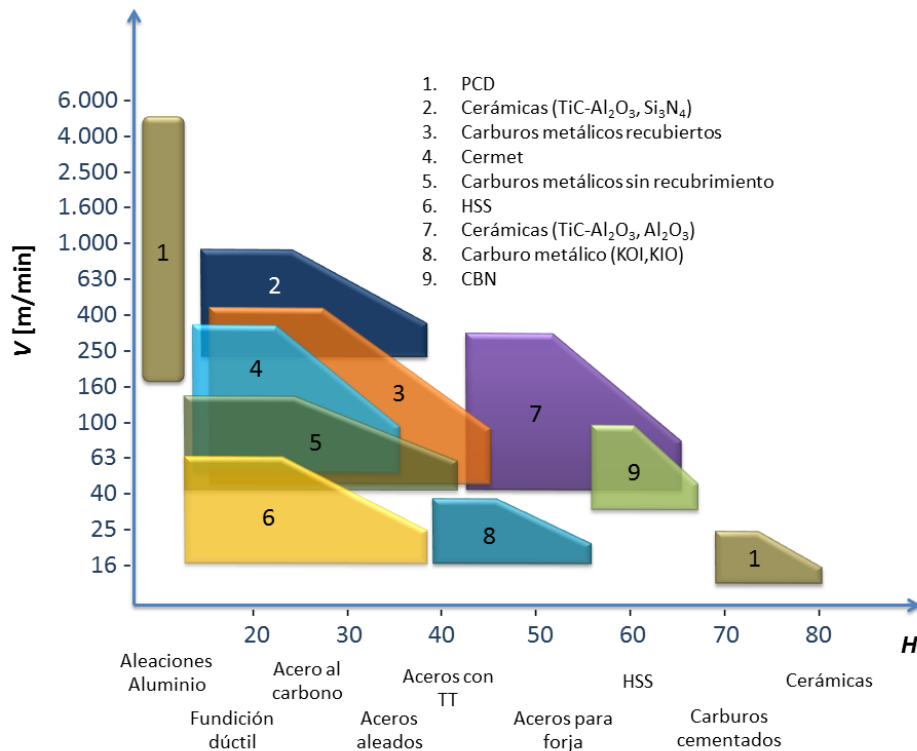


Figura 2.6. Relación entre la dureza H (dureza Rockwell) del material a mecanizar y el rango de velocidad de corte para un material de herramienta dado. Adaptada de [67]

2.2.5. Fenómenos térmicos

Durante el proceso de arranque de viruta gran parte de la energía consumida se convierte en calor en las proximidades del filo de corte. La mayoría de los problemas técnico económicos que se suscitan en el mecanizado están derivados directa o indirectamente por esta acción de calentamiento. Es, por tanto, fundamental entender los mecanismos de generación de calor, cómo se producen los flujos de calor y cómo se distribuyen las temperaturas en la zona de trabajo [12].

Se pueden distinguir tres zonas de generación de calor en las proximidades del filo de corte, Figura 2.7: una primera zona (zona 1), denominada zona de deformación primaria, donde la mayor parte de la energía puesta en juego se emplea en deformar plásticamente el material y generar el corte; una segunda zona (zona 2), denominada zona de deformación secundaria, donde el calor generado se origina debido al rozamiento entre la viruta y la cara de desprendimiento de la herramienta; y finalmente una tercera zona (zona 3), denominada zona de rozamiento en incidencia, donde el calor generado se origina por el rozamiento entre la cara de incidencia y el material ya mecanizado [13-16].

La mayor parte del calor se genera por rozamiento, zona 2, seguido por el calor debido a la deformación plástica del material, zona 1. La cantidad de calor generada en la zona 3, suele ser despreciable frente al generado en las zonas 1 y 2.

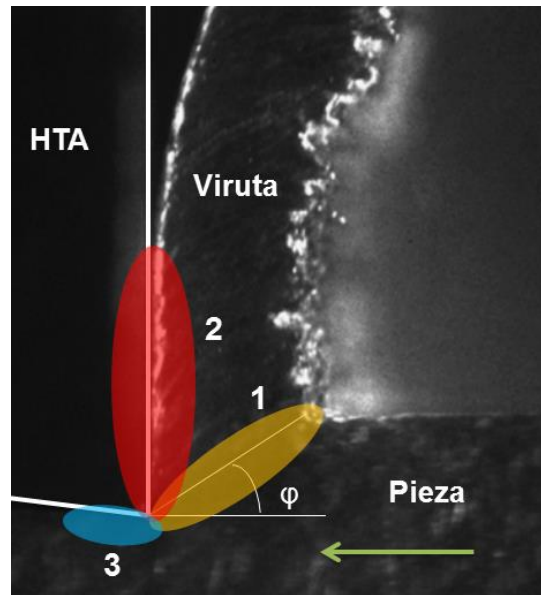


Figura 2.7. Zonas de generación de calor durante el proceso de corte. Adaptada de [76]

Para conseguir optimizar el proceso de mecanizado es necesario conseguir un equilibrio entre la cantidad de calor generado y la cantidad de calor disipado. Si el calor generado es elevado y su velocidad de evacuación es pequeña, se originará un rápido deterioro de la herramienta, que afectará directamente a la economía del mecanizado y a la calidad de la pieza final obtenida [77].

Esta disipación de calor se produce a través de la viruta, de la herramienta y, en menor medida, de la pieza. A bajas velocidades de corte el reparto es equitativo entre viruta y herramienta, mientras que al aumentar la velocidad de corte la proporción de calor eliminado a través de la viruta cobra mayor relieve, Figura 2.8. La rápida evacuación de la viruta de la zona de corte, así como la mejora de la conductividad térmica del material de la herramienta, favorecerá la evacuación del calor de la zona de corte.

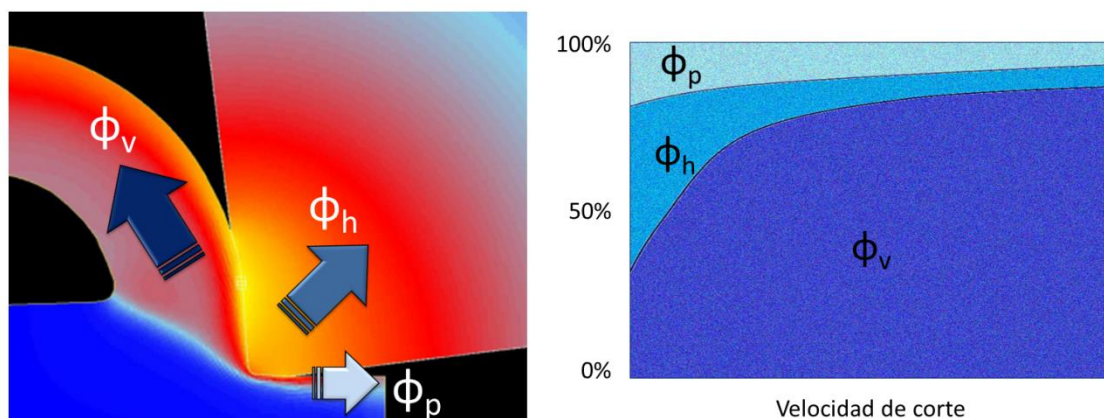
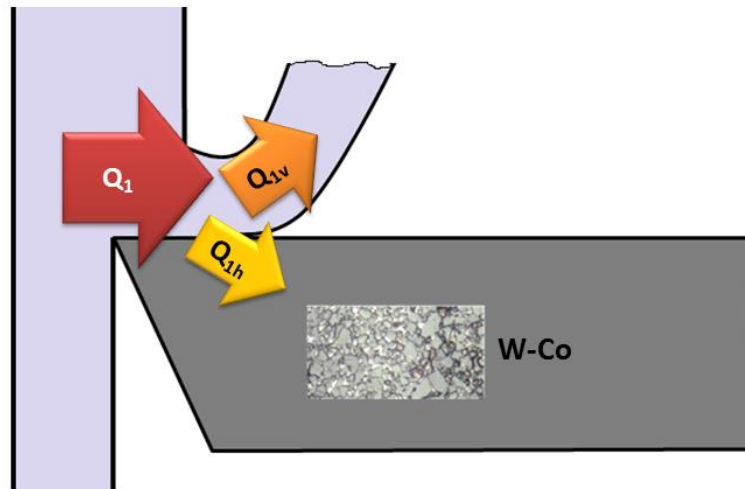


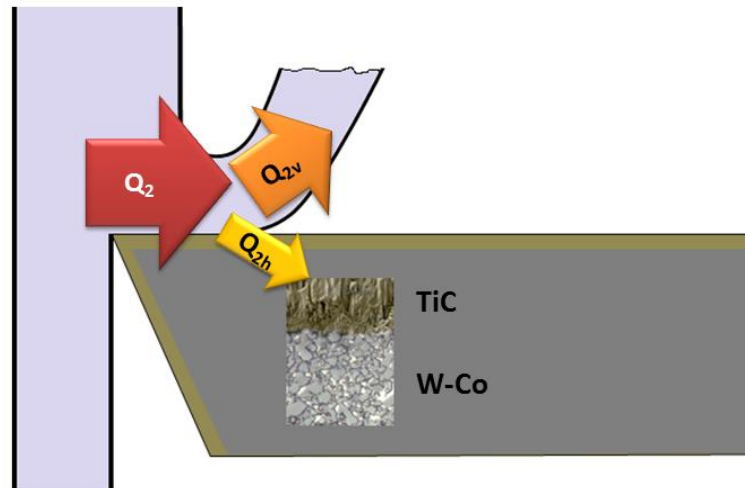
Figura 2.8. Evacuación de calor en el proceso de corte. Adaptada de [78]

Así, los recubrimientos de las herramientas juegan un papel muy importante. Normalmente, el recubrimiento es peor conductor térmico que el material base de la

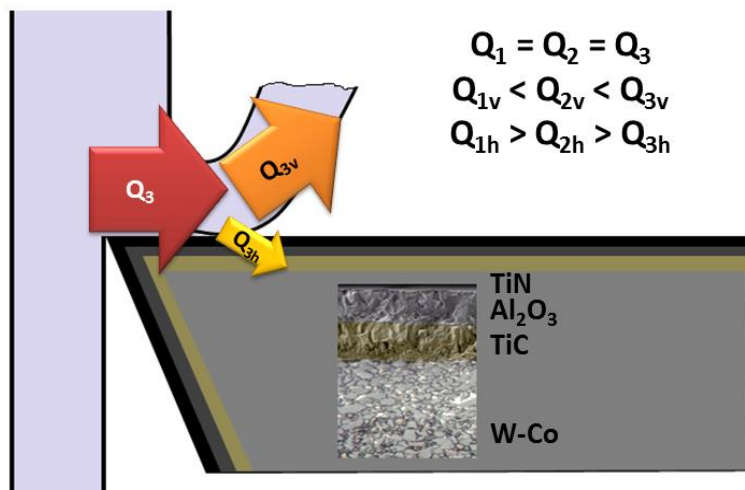
herramienta. Esto dificulta la evacuación del calor generado de la zona de corte, originando mayores gradientes de temperatura, Figura 2.9 [78,79].



(a)



(b)



(c)

Figura 2.9. Distribución de los flujos de calor en herramientas (a) sin recubrimiento, (b) con recubrimiento monocapa y (c) con recubrimiento multicapa. Adaptada de [78]

Los valores de temperatura alcanzados durante el proceso de corte, así como la forma en qué se distribuyen estos valores entre la pieza y la herramienta, juegan un papel decisivo en los resultados del mecanizado. La temperatura acelera el desgaste de la herramienta, acortando la vida de la misma. Además, genera deformaciones en la pieza y en la herramienta que repercuten de forma negativa en la calidad de las piezas mecanizadas [80,81].

Por una parte, estos valores pueden dar lugar a la fusión del material mecanizado que, junto con los grandes valores de las presiones aplicadas, origina la aparición de capas adheridas sobre la superficie de la herramienta. Este hecho se produce de forma más rápida cuanto menor es el punto de fusión del material mecanizado y cuanto menor es la conductividad térmica del material de la herramienta [82]. La aparición del fenómeno del filo recrecido también se ve influenciado por el efecto de la temperatura. Un aumento de la temperatura reblandece el material e inhibe su formación [18,83].

Por otro lado, las propiedades mecánicas del material de la herramienta se reducen al aumentar la temperatura, como ocurre con la resistencia al desgaste de la mayoría de los materiales para herramientas. Además, se favorece la aparición de mecanismos de desgaste como la difusión, la fatiga o la corrosión. Todo ello repercute sobre la vida de la herramienta, pudiendo en algunos casos originarse el fallo catastrófico de la misma por la acción combinada de las altas temperaturas con los elevados esfuerzos mecánicos [15].

La temperatura en la zona de corte dependerá en primera instancia de los parámetros de corte utilizados, velocidad de corte, avance y profundidad de corte. Un incremento de estos valores aumentará la tasa de eliminación de material y consecuentemente aumentará la cantidad de calor generado, contribuyendo al aumento de la temperatura en la zona de corte. También influyen, aunque en menor medida, la geometría y material de la herramienta utilizada y el material mecanizado. También resulta trascendente, como se verá más adelante, el uso de los denominados fluidos de corte, debido a su acción refrigerante [80].

El aumento de la velocidad de corte y el avance originan un aumento de temperatura, pero el lugar donde se origina la temperatura máxima se desplaza, en función de que se aumente una u otra. Así, cuando se aumenta la velocidad de corte el punto de máxima temperatura tiende a desplazarse hacia el filo de la herramienta, mientras que si lo hace el avance este punto se aleja del filo de la herramienta [84].

Este efecto se puede ver en la Figura 2.10, donde se representa la distribución de temperaturas en la herramienta, la pieza y la viruta, en el mecanizado de un acero inoxidable, manteniendo la velocidad de corte y la profundidad de corte constantes, variando el valor del avance [56].

Como se puede comprobar, la temperatura de corte depende de parámetros similares a los que afectan a la maquinabilidad. Por tanto, el estudio de la temperatura

de corte puede ser un buen criterio para determinar la maquinabilidad de una aleación bajo unas condiciones de corte determinadas.

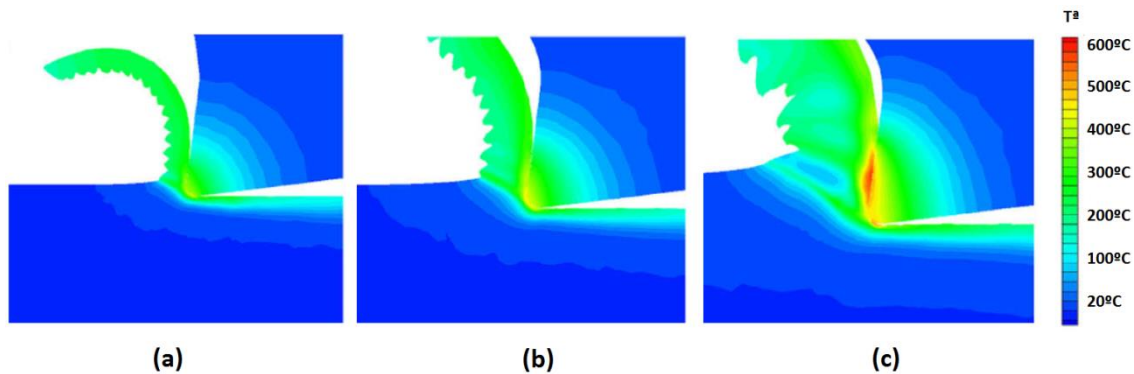


Figura 2.10. Efecto del avance sobre la T^a de corte. Mecanizado de un acero inoxidable con $v = 100 \text{ m/min}$, $p = 1 \text{ mm}$ y avances de a) $0,05 \text{ mm/r}$; b) $0,1 \text{ mm/r}$; c) $0,2 \text{ mm/r}$. Adaptada de [56]

Esto justifica la existencia de numerosos estudios relacionados con la medida de la temperatura durante el proceso de corte. Sin embargo, el problema que presenta este criterio radica en la complejidad de la medida de la temperatura durante el corte [81,85], siendo los métodos utilizados complejos y costosos.

En este sentido, existen distintas técnicas que permiten evaluar la temperatura y su distribución durante el proceso de corte, pudiendo dividirlos en dos grandes grupos: Los métodos analíticos y los métodos empíricos [60].

La mayoría de los métodos analíticos están basados en el estudio de la distribución del campo de temperaturas mediante métodos numéricos, como el de diferencias finitas [86], el de elementos finitos [56,87], el de elementos límite [88] o los métodos inversos [89]. Estos métodos han tenido gran desarrollo en los últimos años gracias al avance de la capacidad computacional de los ordenadores. Sin embargo, tal y como se comentó anteriormente, la mayoría suele introducir una serie de simplificaciones, necesarias por la complejidad matemática de los métodos, que normalmente dan lugar a desviaciones con respecto a los resultados reales.

Por otro lado, se encuentran los métodos experimentales, algo más precisos pero bastante más caros y complejos. En este sentido se encuentran los métodos basados en el uso de termopares [90], el uso de técnicas de infrarrojos [91], el uso de pinturas termosensibles [92], de polvos y recubrimientos con puntos de fusión conocidos [93] o los basados en el estudio de los cambios en la microestructura o microdureza del material [94].

Sin embargo, la determinación de la temperatura de corte sigue siendo un reto importante en el proceso de corte de metales. Esto se debe a las numerosas dificultades prácticas implicadas en el proceso de medición, que siguen aún sin resolverse, y que impiden la validación los métodos analíticos o de simulación [60].

2.2.6. Lubricación y Refrigeración

Como se ha puesto de manifiesto en el apartado anterior, la generación de calor y sus flujos, así como los valores de la temperatura y su distribución, juegan un papel fundamental en el proceso de corte. El éxito de la operación de mecanizado depende en gran medida de alcanzar un equilibrio entre la cantidad de calor generado y la cantidad de calor disipado en la zona de corte. De este modo, una de las formas de alcanzar este objetivo es reducir la cantidad de calor generado o facilitar su evacuación.

Así, si se quiere reducir la cantidad de calor generado en el mecanizado, o se reduce en la zona de deformación primaria, mejorando la maquinabilidad de las aleaciones [95], o se reduce en la zona de deformación secundaria, reduciendo el rozamiento entre la cara de desprendimiento y la viruta.

Tradicionalmente, para reducir los efectos negativos de estos fenómenos térmicos se ha recurrido al uso de los denominados fluidos de corte. Estos fluidos tienen un doble efecto: lubricante y refrigerante.

Por un lado tienen un efecto lubricante, reduciendo el rozamiento entre la cara de desprendimiento y la viruta, prolongando la vida de la herramienta por reducción del desgaste por abrasión; por otro, tienen un efecto refrigerante, favoreciendo la evacuación de la viruta y, por tanto, la rápida evacuación del calor de la zona de corte. Este efecto refrigerante aumenta la vida de la herramienta, reduciendo el desgaste por adhesión y difusión [96].

Por otro lado, protegen contra la corrosión tanto a la pieza mecanizada como a la herramienta de corte, y sirven de lubricante del resto de componentes de la máquina-herramienta [97]. Además, previenen la aparición del filo recrecido.

La correcta selección del fluido de corte es particularmente importante debido a sus efectos sobre la vida de la herramienta, las fuerzas de corte, la potencia consumida y la precisión e integridad superficial de la pieza mecanizada. Normalmente, los fluidos de corte con alto poder lubricante se suelen utilizar en el mecanizado a bajas velocidades de corte o en el mecanizado de materiales de alta dureza y resistencia. Por otro lado, los fluidos de corte con alto poder refrigerante son más favorables en mecanizados de alta velocidad, con bajas fuerzas de corte y altas temperaturas. A pesar de su importancia, la selección del tipo y el sistema de suministro se basa generalmente en las recomendaciones de proveedores de fluidos de corte y los fabricantes de máquinas-herramienta, que frecuentemente no tienen en cuenta las condiciones del mecanizado [98].

A pesar de todas las ventajas que presentan los fluidos de corte, también presentan muchos inconvenientes debido a motivos económicos, medioambientales y de salud laboral [99]. Los fluidos de corte contienen sustancias que son nocivas para el medioambiente y para la salud de los trabajadores.

En los últimos años se ha producido un incremento de la preocupación social frente a estos dos aspectos, dando lugar a la aparición de leyes y normativas que limitan su uso y obligan a su reciclaje [100,101]. Esto hace que se dispare el coste del uso de los fluidos de corte, dado que al coste de adquisición y mantenimiento hay que añadirle el del reciclaje. Por ello, la tendencia actual es minimizar su uso o incluso su eliminación completa en los procesos de mecanizado, siendo diversas las técnicas empleadas encaminadas en esa dirección [4].

La mejor forma de eliminar los efectos negativos de los fluidos de corte es eliminando por completo su uso, dando lugar al denominado mecanizado en seco. No obstante, este hecho hace que se supriman también sus beneficios. Esto da lugar a que las condiciones de corte en seco sean muy agresivas, originándose un rápido deterioro de las herramientas, un aumento de las fuerzas de corte y de la potencia consumida, así como un alejamiento de las especificaciones de diseño [69,102].

Para paliar en cierta medida estos efectos, las investigaciones al respecto están encaminados a la mejora de las herramientas de corte, desde el punto de vista del desarrollo de nuevos materiales y recubrimientos, así como de la optimización de sus geometrías, de forma que sean capaces de soportar esas condiciones agresivas manteniendo una vida de herramienta económicamente viable [103].

Pero en muchos casos el mecanizado en seco no es aplicable, sobre todo en aquellas operaciones donde prima el acabado superficial. Esto hace que se recurra a técnicas que usan una *mínima cantidad de lubricante* (MQL) [77,104]. Esta técnica consiste en mezclar una pequeña cantidad de lubricante mezclado con aire, dando lugar a un aerosol que se pulveriza sobre la zona de corte, Figura 2.11.

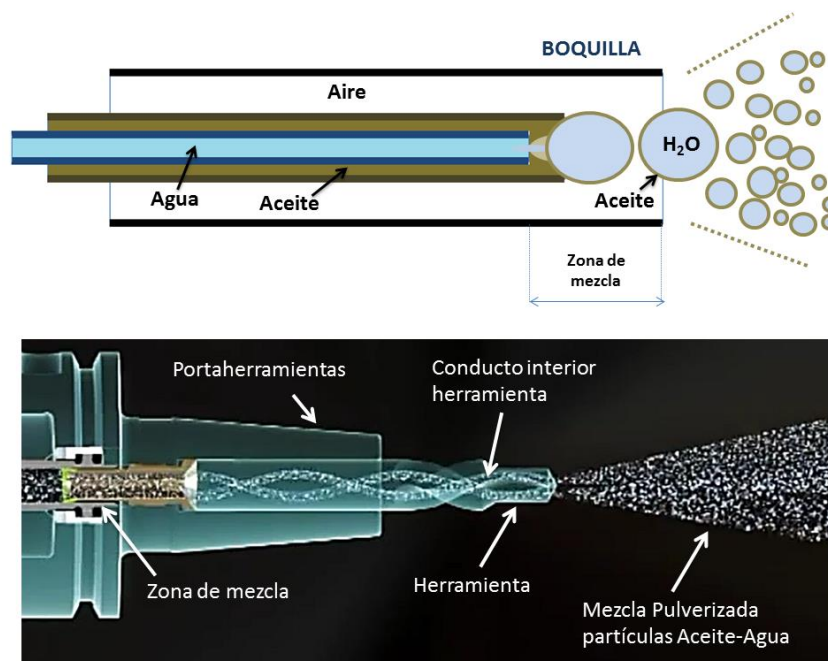


Figura 2.11. Técnica de lubricación mediante mínima cantidad de lubricante (MQL). Adaptada de [66]

Los resultados obtenidos son mejores que en el caso del mecanizado en seco, mejorando sensiblemente el acabado superficial obtenido, y prolongando la vida de la herramienta. Esta técnica reduce el consumo de lubricantes, aunque no los elimina del todo. El lubricante se volatiliza en la zona de corte, desapareciendo la necesidad de mantenimiento y reduciéndose las necesidades de reciclaje, así como sus costes asociados. Sin embargo se sigue manteniendo el riesgo para la salud. Además, la infraestructura necesaria es cara y compleja, en comparación con el mecanizado en seco [5,77,105].

Para paliar algo más los efectos negativos del uso de lubricantes, se suelen combinar las técnicas MQL con el uso de fluidos de corte biodegradables o también llamados “ecológicos” [4].

Otros métodos, como el mecanizado criogénico, el mecanizado con refrigeración por aire, o el mecanizado con CO₂, eliminan el fluido tradicional de corte, sustituyéndolo por un gas con comportamiento inerte, no contaminante ni perjudicial para la salud [5].

En el caso del mecanizado criogénico se suele utilizar nitrógeno líquido o helio, a temperaturas por debajo de los 120 K, pulverizados directamente a la zona de corte, con el objetivo de reducir la temperatura. Este descenso da lugar a una reducción del efecto de los distintos mecanismos de desgaste sobre la herramienta, así como al retraso de la aparición del filo recreado, prolongándose, por tanto, la vida de la herramienta y mejorando el acabado superficial obtenido [106].

Esto puede ser particularmente interesante en el caso de materiales con elevada dificultad para ser mecanizados, como es el caso de las aleaciones de titanio o níquel. Además, la reducción de la temperatura hace que aumente la dureza y resistencia del material de las herramientas, reduciendo su desgaste [107].

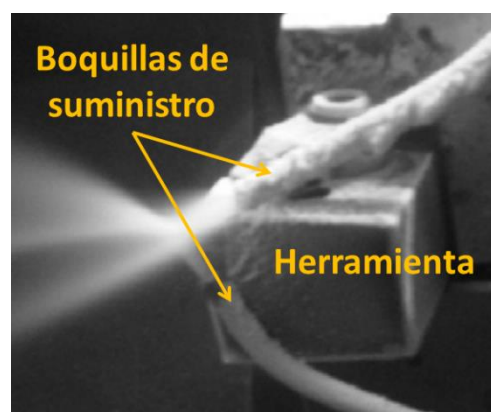


Figura 2.12. Dispositivo para mecanizado criogénico. Adaptada de [108]

Además, al reducirse la temperatura en la intercara viruta-herramienta, se reduce la reacción química entre ambos materiales [109]. Esto hace posible mecanizar aleaciones con herramientas cuyos materiales son altamente reactivos a altas temperaturas, como es el caso de aleaciones férricas con herramientas de diamante.

El descenso de la temperatura también afecta al material de la pieza mecanizada, aumentando su dureza y resistencia. Puede ser beneficioso utilizar esta estrategia en el caso de materiales donde su dificultad para el mecanizado viene dada por su excesiva ductilidad. Por contra, este aumento de la dureza en el material de la pieza viene acompañado podría venir en ciertos casos acompañado de un aumento de las fuerzas de corte, que podría originar un aumento de las vibraciones en el proceso, así como una reducción de la calidad del acabado, jugando en contra de lo comentado anteriormente [107].

Por tanto, es fundamental seleccionar una correcta estrategia de refrigeración para cada combinación de materiales pieza-herramienta, dado que el comportamiento puede ser distinto a bajas temperaturas. Además, la infraestructura necesaria y su coste hacen que el mecanizado criogénico sólo sea recomendable en los casos mencionados.

En el caso de la refrigeración por aire, los resultados obtenidos en cuanto a desgaste de herramienta, fuerzas de corte y acabados superficiales son mejores que los obtenidos en el mecanizado en seco, aunque peores que los obtenidos con técnicas de mínima cantidad de lubricante (MQL) [5], debido al efecto oxidante del aire sobre la herramienta y la aleación mecanizada [110]. Para mejorar los resultados obtenidos se suele recurrir a la sustitución del aire por un gas inerte o a combinar las técnicas de mecanizado criogénico o refrigeración por aire con técnicas MQL [111].

Como se desprende de todo lo comentado en este apartado, no hay ninguna técnica que sustituya de forma totalmente eficiente los beneficios que aportan los fluidos de corte a los resultados obtenidos en el proceso de mecanizado. De todas las técnicas mencionadas, el mecanizado en seco es uno de los más utilizados, dado que elimina todos los aspectos perjudiciales de los lubricantes, además de no necesitar una infraestructura especial. Por el contrario, los resultados obtenidos puede que no permitan alcanzar las especificaciones establecidas. Esto hace necesario optimizar otros aspectos del mecanizado, como son los parámetros de corte o las herramientas utilizadas.

2.3. Criterios de maquinabilidad

Hasta ahora se ha puesto de manifiesto la existencia de un gran número de variables de entrada a los procesos de mecanizado (material, herramienta, parámetros de corte, condiciones de lubricación...), cuya influencia es notable en el resultado final obtenido. La enorme cantidad de combinaciones posibles entre ellas hace difícil establecer un criterio que permita evaluar la maquinabilidad de una aleación a partir de estas variables de entrada.

Tal y como se ha comentado, estos criterios se suelen establecer en base a la evaluación de las variables de salida del proceso: fuerza de corte, desgaste y vida de

la herramienta, acabado superficial, morfología de la viruta y/o la temperatura de corte [12,15-18].

Normalmente, no se debería recurrir al análisis de la maquinabilidad de una aleación mediante el estudio de estos criterios de forma individual, dada la fuerte interrelación existente entre la mayoría de ellos. Sin embargo, su estudio simultáneo implicaría el uso de técnicas de análisis bastante complejas, reduciendo la operatividad del criterio. Por ello, habitualmente se suele atender al estudio individual de estos criterios, buscando en algunos casos interrelaciones entre los resultados o modelos obtenidos.

A continuación se hará un repaso a los criterios de maquinabilidad más utilizados en el mecanizado de aleaciones metálicas. Se ha dejado fuera del análisis el criterio basado en la temperatura de corte, dado que, como se ha indicado en el apartado 2.2.5, las técnicas para su medición son complejas y caras, además de presentar problemas, en cuanto a la precisión de los resultados, aún no resueltos desde el punto de vista tecnológico.

2.3.1. Fuerza de corte

Para que tenga lugar la operación del corte en un proceso de mecanizado es necesario ejercer una determinada fuerza, habitualmente de compresión, entre la herramienta de corte y el material de partida. Esta fuerza es la denominada fuerza de corte [18]. Como cualquier fuerza, tiene un carácter vectorial. Es fundamental realizar su evaluación (en magnitud, dirección y sentido), debido a diversos motivos.

Por un lado, las máquinas-herramienta, la herramienta de corte, todos los elementos auxiliares de sujeción de piezas y herramientas, así como la propia pieza, deben ser diseñados de forma que sean capaces de soportar estas fuerzas y lograr con éxito los objetivos del mecanizado.

Además, la máquina-herramienta utilizada deberá proporcionar la potencia suficiente para que tenga lugar el corte, pudiendo evaluarse dicha potencia a través de las fuerzas desarrolladas y de las velocidades implicadas en el proceso. Por tanto, es necesario tener en cuenta el comportamiento dinámico (fuerzas y velocidades) del sistema pieza-herramienta para dimensionar de forma adecuada todos los elementos que participan en dicho proceso [12,16,17].

2.3.1.1. Componentes de la fuerza de corte

Como cualquier vector, la fuerza de corte tiene una determinada orientación en el espacio. Esta fuerza podrá ser descompuesta en distintas componentes según un sistema de referencia arbitrario. Normalmente, se suele situar el origen de este sistema de referencia en la zona de contacto pieza-herramienta. Los ejes se sitúan

formando un sistema ortogonal, coincidiendo con las direcciones de los movimientos fundamentales del corte: velocidad de corte, avance y profundidad de corte.

Por tanto, una forma natural de descomponer el vector fuerza de corte sería mediante tres componentes coincidentes con estas tres direcciones. De esta forma se obtienen las denominadas componentes tecnológicas de la fuerza de corte [18]:

- La componente en la dirección de la velocidad de corte es la denominada *fuerza de corte*, F_c . Esta componente es la encargada de llevar a cabo el esfuerzo cortante necesario para desprender la viruta del material. Es la que suele tener una mayor magnitud, por lo que habitualmente se suele tomar como fuerza de corte propiamente dicha.
- La componente según el avance o *fuerza de avance*, F_a , se encarga de vencer la resistencia del material al avance de la herramienta.
- La componente según la profundidad de corte o *fuerza radial*, F_p , se encarga de vencer la resistencia del material a la penetración de la herramienta. Suele ser la de menor magnitud, e ignorada habitualmente en la mayor parte de los procesos de mecanizado.

En la Figura 2.13 se muestra la descomposición de la fuerza de corte en dichas componentes, para el caso de una operación de torneado horizontal.

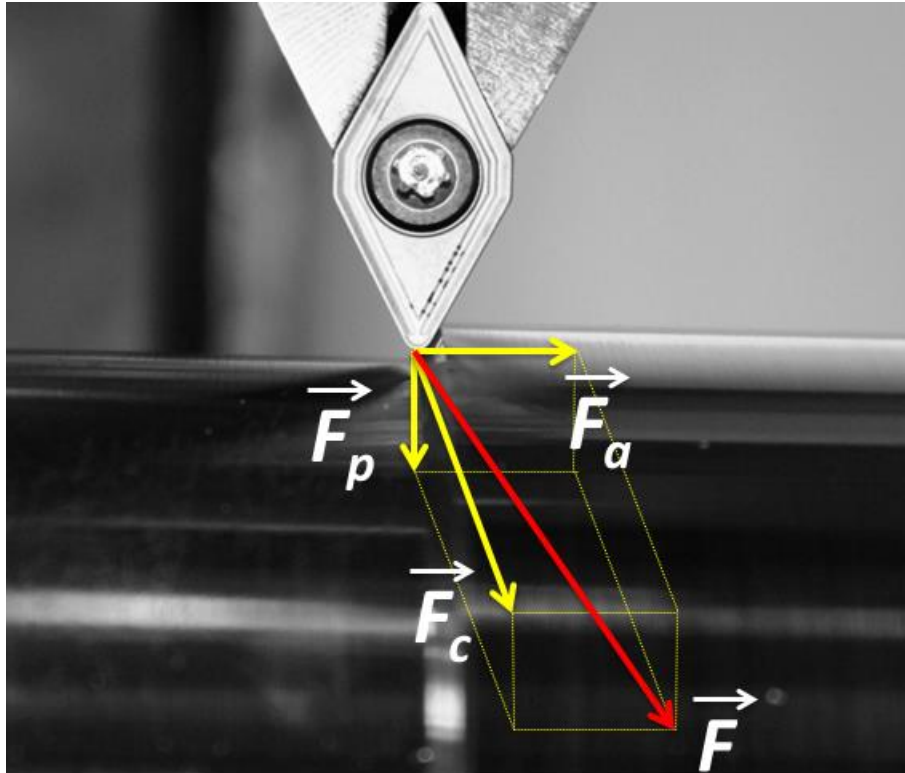


Figura 2.13. Componentes de la fuerza de corte en una operación de cilindrado, según un sistema ortogonal basado en los movimientos principales de corte

De esta forma, los vectores velocidad y fuerza de corte quedan como sigue:

$$\vec{V} = \vec{v}_c + \vec{v}_a + \vec{v}_p \quad (2.1)$$

$$\vec{F} = \vec{F}_c + \vec{F}_a + \vec{F}_p \quad (2.2)$$

Así, se puede estimar la potencia de corte como el producto escalar de ambos vectores:

$$P = \vec{F} \cdot \vec{V} = F_c \cdot v_c + F_a \cdot v_a + F_p \cdot v_p \quad (2.3)$$

Como se ha comentado antes, F_c es la componente de la fuerza de corte de mayor magnitud. De igual forma ocurre con el vector velocidad, donde los valores de v_a y v_p suelen ser despreciables frente a v_c . De hecho, se suele equiparar la magnitud de la fuerza total con la de la fuerza de corte ($F = F_c$) y la magnitud de la velocidad total con la de la velocidad de corte ($v = v_c$). Por ello, de forma habitual se suele expresar la potencia de corte en la forma:

$$P = F_c \cdot v \quad (2.4)$$

2.3.1.2. Variabilidad de la fuerza de corte

La fuerza de corte dependerá de los parámetros de entrada al proceso, como son el material y geometría de la herramienta, las propiedades del material a mecanizar, las condiciones de lubricación o los parámetros de corte aplicados.

Además, las condiciones cambiantes del propio proceso, como puede ser el desgaste de la herramienta o las vibraciones originadas durante el mismo, hacen que la fuerza de corte y la potencia de corte estén sujetas a una variabilidad temporal. Al tratarse de funciones dependientes del tiempo, interesa conocer tanto su valor instantáneo como su evolución en el tiempo. En la Figura 2.14 se muestra un diagrama típico de la evolución temporal de las componentes de la fuerza de corte en un proceso de torneado [112].

Se puede observar cómo la componente F_c presenta un valor muy superior al de las componentes F_a y F_p , tal y como se ha comentado. Por otro lado, se observa una evolución temporal con dos zonas claramente diferenciadas. Una primera zona, denominada régimen transitorio, que muestra cómo en los primeros instantes del mecanizado se produce un incremento rápido de la fuerza de corte, debido al contacto inicial de la pieza con la herramienta. Una vez superado este período transitorio, se pasa al denominado período estacionario, donde los valores de las componentes de la fuerza de corte se estabilizan, manteniéndose prácticamente constantes a lo largo del tiempo.

No obstante, en el período estacionario existen pequeñas fluctuaciones alrededor del valor medio, debido básicamente a la variación de la geometría de la herramienta con el tiempo (desgaste y formación de filo adherido) o al propio proceso de fragmentación de viruta. También influyen las variaciones en la geometría de la pieza o la heterogeneidad del material mecanizado, así como la inestabilidad en los parámetros de corte suministrados por la máquina-herramienta. Estas fluctuaciones pueden tener un carácter periódico o aleatorio, por lo que muchas veces es interesante realizar un estudio en el dominio de la frecuencia, con el objetivo de poder estudiar por separado las diversas causas de variabilidad [113-115].

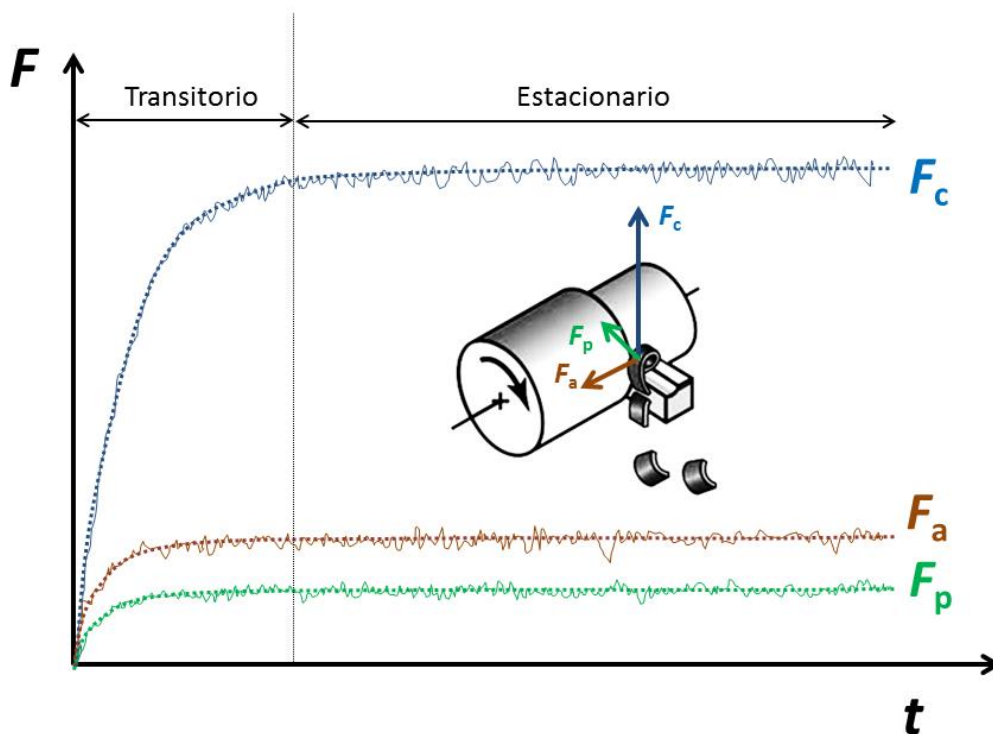


Figura 2.14. Diagrama típico Fuerza-Tiempo para procesos de torneado horizontal. Adaptada de [112]

En este sentido, existen multitud de dispositivos en el mercado que se pueden adaptar para permitir la toma de medidas y registro de las componentes tecnológicas de las fuerzas de corte y su evolución temporal, basados en el uso de dinamómetros o transductores de fuerza (cristales piezoeléctricos). De igual forma, se encuentran distintas aplicaciones informáticas que permiten hacer un estudio de estos datos en el dominio del tiempo o de la frecuencia, mediante la aplicación de diversas técnicas matemáticas [17,114].

2.3.1.3. Estudio paramétrico de la fuerza de corte

Como se desprende de todo lo comentado, la fuerza de corte va a depender de los parámetros de entrada al proceso de mecanizado (material, herramienta, parámetros de corte, condiciones de lubricación...). De esta forma se podría expresar

las fuerza de corte mediante la siguiente ecuación, denominada ecuación paramétrica de la fuerza de corte [116]:

$$F_c = f(v, a, p, g_1, g_2 \dots g_i, m_1, m_2 \dots m_j, w_1, w_2 \dots w_k, t_1, t_2 \dots t_n, l_u) \quad (2.5)$$

En esta ecuación F_c depende de los parámetros de corte (v, a, p), de i parámetros relacionados con la geometría de la herramienta (g_i), de j parámetros relacionados con el material de la herramienta (m_j), de k parámetros relacionados con el material a mecanizar (w_k), de n parámetros relacionados con el propio proceso de corte (t_n) y, finalmente, de las condiciones de lubricación aplicadas (l_u).

Por tanto, se puede decir que la fuerza de corte depende de las mismas variables que la maquinabilidad. Es lógico pensar entonces que la evaluación de la fuerza corte puede ser una vía para determinar la maquinabilidad de una aleación en unas determinadas condiciones.

Bajo estas premisas, una determinada aleación presentará una buena maquinabilidad cuando la fuerza de corte que se necesita aplicar sea baja o viceversa. Combinando además la fuerza de corte con la velocidad de corte se podría decir que un material tiene mayor grado de maquinabilidad, bajo unas determinadas condiciones de corte, cuanto menor sea la potencia requerida.

En la bibliografía consultada se encuentran numerosos estudios encaminados a la obtención de modelos paramétricos que permitan predecir el valor de la fuerza de corte en función de las variables que intervienen en el proceso. La mayoría de ellos están basados en la experimentación, mediante la realización de ensayos sistemáticos donde se evalúan los cambios originados en la F_c al modificar el resto de variables [64].

Algunos investigadores recurren a una metodología de experimentación tradicional (FbF), mientras que otros se decantan por el diseño de experimentos (DoE), con las ventajas e inconvenientes ya comentados en el apartado 2.2.3.

Independientemente de la metodología experimental elegida, la mayor parte de los investigadores se decantan por una simplificación de la ecuación (2.5). Si bien el gran número de variables que intervienen en la determinación de la F_c complica su estudio. Por ello, se suelen mantener constantes la mayor parte de las variables de entrada (material y geometría de herramienta, material a mecanizar, condiciones de lubricación, proceso de mecanizado), estudiando las variaciones de F_c exclusivamente en función de los parámetros de corte (v, a, p).

Esta simplificación es perfectamente válida, en tanto en cuanto es la situación que se suele dar en la mayor parte de las operaciones de mecanizado. Así la ecuación (2.5) inicial suele quedar como sigue:

$$F_c = f(v, a, p) \quad (2.6)$$

Mediante esta expresión se determina el valor de la fuerza de corte en función de los parámetros de corte, manteniendo constantes el resto de parámetros. Por tanto, servirá para evaluar la maquinabilidad de una aleación concreta, mecanizada con una determinada herramienta y bajo unas condiciones de lubricación específicas.

La mayoría de los estudios coinciden en ajustar los datos experimentales a funciones de tipo potencial (2.7) o bien a una función polinómica de primer grado (2.8) o de segundo grado (2.9).

$$F_c = k \cdot v^x \cdot a^y \cdot p^z \quad (2.7)$$

$$F_c = k_0 + \sum_{i=1}^n k_i \cdot x_i + \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n k_{ij} \cdot x_i \cdot x_j \quad (2.8)$$

$$F_c = k_0 + \sum_{i=1}^n k_i \cdot x_i + \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n k_{ij} \cdot x_i \cdot x_j + \sum_{i=1}^n k_{ii} \cdot x_i^2 \quad (2.9)$$

En (2.7) k , x , y , y z son constantes, mientras que v , a y p son los parámetros de corte del proceso. En (2.8) y (2.9) las k_0 , k_i , k_{ij} , k_{ii} son constantes, mientras que x_i y las x_j se corresponden con los parámetros de corte del proceso v , a y p , tomando n un valor igual a tres.

Así, en [18,64,112,116-120] se obtienen ecuaciones paramétricas de tipo potencial como la indicada en (2.7). En algunos casos se suele simplificar aún más dicha ecuación, eliminando algún parámetro de corte de poca influencia, como ocurre con la profundidad de corte (p) en las aleaciones de aluminio [116,119] o con la velocidad de corte (v) en el caso de los aceros [117]. Los resultados obtenidos, independientemente del material estudiado, muestran que el avance es el parámetro de mayor influencia sobre la fuerza de corte, mostrando su exponente valores cercanos a la linealidad.

Por otro lado, Suresh et al. [49] proponen un polinomio de primer orden como el expuesto en (2.8), para el caso del torneado de acero AISI 4340, obteniendo la siguiente ecuación para la fuerza de corte, mediante uso de técnicas de DoE:

$$F_c = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p + k_{12} \cdot v \cdot a + k_{13} \cdot v \cdot p + k_{23} \cdot a \cdot p \quad (2.10)$$

donde k_0 , k_1 , k_2 , k_3 , k_{12} , k_{13} y k_{23} son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance y p es la profundidad de corte.

Una vez ajustado el modelo a los datos experimentales, los valores de las constantes obtenidas muestran como el parámetro más influyente es la profundidad de corte, seguido del avance. Aumentos de estos parámetros originan un aumento de la fuerza de corte. Por otro lado, la velocidad de corte presenta una influencia menor, presentando en general una tendencia al aumento de la fuerza de corte al aumentar v .

Por su parte, Bartarya et al. [46] proponen un polinomio de segundo grado como el dado en (2.9), para el mecanizado de acero AISI 52100, recurriendo a técnicas de DoE, obteniendo la siguiente expresión:

$$F_c = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p + k_{12} \cdot v \cdot a + k_{13} \cdot v \cdot p + k_{23} \cdot a \cdot p + k_{11} \cdot v^2 + k_{22} \cdot a^2 + k_{33} \cdot p^2 \quad (2.11)$$

donde k_0 , k_1 , k_2 , k_3 , k_{12} , k_{13} , k_{23} , k_{11} , k_{22} y k_{33} son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance y p es la profundidad de corte. Los resultados del ajuste del modelo a los datos experimentales muestran un claro predominio del avance y de la profundidad de corte frente a la velocidad de corte, dados los altos valores que presentan las constantes de los términos cuadráticos de a y p .

Otros investigadores van añadiendo variables de interés al estudio de la fuerza de corte, incluyendo en la ecuación paramétrica variables relacionadas con la herramienta, el material a mecanizar, las condiciones de lubricación o relacionadas con el propio proceso de corte.

Así, Al-Ahmari et al. [121] incluyen el radio de la herramienta en el estudio de la fuerza de corte en operaciones de torneado de acero AISI 302, recurriendo al uso de técnicas de DoE, obteniendo una ecuación paramétrica de tipo potencial:

$$F_c = k \cdot v^x \cdot a^y \cdot p^z \cdot r^w \quad (2.12)$$

donde k , x , y , z y w son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance, p es la profundidad de corte y r es el radio de redondeo de la punta de la herramienta.

En línea con lo expuesto hasta ahora, las constantes obtenidas, una vez ajustado el modelo a los datos experimentales, muestran que los parámetros de mayor influencia sobre el resultado final de la fuerza de corte son el avance y la profundidad de corte, frente a una menor influencia de la velocidad de corte, presentando F_c una tendencia a aumentar cuando se aumenta el valor de los parámetros de corte. Por otro lado, aumentos en el radio de la herramienta originan aumentos en F_c , aunque con menor influencia que a y p .

En [122], Thomas incorpora a la ecuación dada en (2.12) la longitud del filo de corte, para el mecanizado de acero ANSI 1018, recurriendo a técnicas de DoE, obteniendo la siguiente expresión:

$$F_c = k \cdot v^x \cdot a^y \cdot p^z \cdot r^w \cdot l^j \quad (2.13)$$

donde k , x , y , z , w y j son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance, p es la profundidad de corte, r es el radio de redondeo de la punta de la herramienta y l es la longitud del filo de corte.

Los resultados obtenidos en este estudio muestran una tendencia similar a lo comentado hasta ahora. Los parámetros que influyen de forma más notable sobre la fuerza de corte son la profundidad de corte y el avance, siendo menor la influencia de

la velocidad de corte y de los parámetros relacionados con la geometría de la herramienta.

Por su parte, Noordin et al. [123] obtienen una ecuación polinómica de segundo orden donde se incorpora el ángulo de posición del filo de la herramienta, para el mecanizado de acero AISI 1045, recurriendo al uso de DoE:

$$F_c = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot SCEA + k_{33} \cdot SCEA^2 + k_{23} \cdot a \cdot SCEA \quad (2.14)$$

donde k_0 , k_1 , k_2 , k_3 , k_{23} , y k_{33} son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance y $SCEA$ es el ángulo de posición principal del filo de corte.

El ajuste de este modelo a los resultados experimentales muestra como el avance vuelve a ser el parámetro determinante en la evaluación de la fuerza de corte, frente a la velocidad de corte, o a parámetros geométricos relacionados con la posición del filo de corte.

En [124], Aouici et al. incorporan una variable relacionada con el material al mecanizar, su dureza, en el estudio de la fuerza de corte durante el mecanizado de acero AISI H11, haciendo uso de técnicas de DoE:

$$\begin{aligned} F_c = & k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p + k_4 \cdot H + k_{12} \cdot v \cdot a + k_{13} \cdot v \cdot p \\ & + k_{14} \cdot v \cdot H + k_{23} \cdot a \cdot p + k_{24} \cdot a \cdot H + k_{34} \cdot p \cdot H \\ & + k_{11} \cdot v^2 + k_{22} \cdot a^2 + k_{33} \cdot p^2 + k_{44} \cdot H^2 \end{aligned} \quad (2.15)$$

donde k_0 , k_1 , k_2 , k_3 , k_4 , k_{12} , k_{13} , k_{14} , k_{23} , k_{24} , k_{34} , k_{11} , k_{22} , k_{33} y k_{44} son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance, p es la profundidad de corte y H es la dureza Rockwell del material a mecanizar.

En línea con el resto de modelos expuestos hasta ahora, los valores de las constantes, obtenidas en el ajuste, asociadas al avance y a la profundidad de corte son mucho mayores que los asociados a la velocidad de corte o a la dureza. Esto indica que son los factores dominantes en la obtención de la fuerza de corte. Sin embargo, en este caso el avance presenta valores positivos y negativos asociados a los términos lineal y cuadrático, lo cual dificulta la interpretación de la tendencia de la fuerza de corte con el avance. Algo similar tiene lugar con la dureza.

Por su parte, Park et al. [125] tienen en cuenta las condiciones de lubricación, obteniendo un polinomio de segundo grado que incorpora la influencia de los intervalos de aplicación del lubricante en un sistema de lubricación MQL, recurriendo al uso de técnicas de DoE:

$$\begin{aligned} F_c = & k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p + k_4 \cdot I + k_{11} \cdot v^2 + k_{12} \cdot v \cdot a \\ & + k_{13} \cdot v \cdot p + k_{23} \cdot a \cdot p \end{aligned} \quad (2.16)$$

donde k_0 , k_1 , k_2 , k_3 , k_4 , k_{11} , k_{12} , k_{13} y k_{23} son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance, p es la profundidad de corte e I es el intervalo de tiempo entre aplicaciones de lubricante.

Los valores obtenidos en el ajuste para las constantes indican, de nuevo, que los parámetros determinantes en la obtención de la fuerza de corte son el avance y la profundidad de corte. Aumentos en el avance implican una mayor reducción de la fuerza de corte. Al igual que ocurre con otros modelos de tipo polinómico, los valores positivos y negativos del término lineal y cuadrático que acompañan a p no permiten tener una visión clara de la evolución de F_c con este parámetro. Al ser las constantes en este caso muy similares, y al tener un valor negativo el término cuadrático, hacen pensar que la fuerza de corte se reduce al aumentar p , en contra de lo expuesto en modelos anteriores. Por otro lado, cuanto mayor es el espaciado entre aplicaciones de lubricante mayor es la fuerza de corte. Esta influencia es menor que la que presenta el avance.

Por su parte, Gaitonde et al. [51], para mecanizados de acero AISI D2, incorporan el tiempo de duración del proceso de mecanizado en la ecuación paramétrica de la fuerza de corte:

$$F_c = k_0 + k_1 \cdot p + k_2 \cdot t + k_{12} \cdot p \cdot t + k_{11} \cdot p^2 + k_{22} \cdot t^2 \quad (2.17)$$

donde k_0 , k_1 , k_2 , k_{12} , k_{11} y k_{22} son constantes, p es la profundidad de corte y t es el tiempo de mecanizado.

El ajuste de los datos experimentales a este modelo, arrojan un resultado para las constantes que muestran un claro predominio de la profundidad de corte frente al tiempo de mecanizado. Sin embargo, aparece un valor negativo asociado al término cuadrático de la profundidad de corte, que implica una reducción de la fuerza de corte con dicho parámetro, en contra de lo visto en la mayoría de modelos expuestos para aceros.

Finalmente, Sikdar et al. [126] estudian la influencia del desgaste de la herramienta en la fuerza de corte, obteniendo la siguiente ecuación:

$$F_c = k_0 + k_1 \cdot A_f + k_2 \cdot A_f^2 + k_3 \cdot A_f^3 + k_4 \cdot A_f^4 + k_5 \cdot A_f^5 \quad (2.18)$$

donde k_0 , k_1 , k_2 , k_3 , k_4 , y k_5 son constantes y A_f es el área de desgaste del flanco de la herramienta. Al igual que ocurría en modelos anteriores, los resultados obtenidos, para distintos intervalos de v y a ensayados, muestran valores de las constantes con signos positivos y negativos en los distintos términos del polinomio, lo cual dificulta la interpretación de los resultados y la obtención de una tendencia de F_c con A_f .

En conclusión, el conocimiento de las fuerzas de corte que intervienen en el mecanizado es fundamental para dimensionar de forma correcta todos los elementos que intervienen en el proceso. Además, se observa que en el estudio de la fuerza de corte están implicadas variables similares a las que determinan la maquinabilidad de una determinada aleación. Por ello, la fuerza de corte se puede usar como un criterio válido de determinación de la maquinabilidad de una aleación sometida a unas condiciones de corte concretas.

En ese sentido, experimentalmente se obtienen modelos matemáticos que relacionan la fuerza de corte con las variables que intervienen en el mecanizado, de forma que permiten predecir el valor de la fuerza de corte y, por ende, la maquinabilidad de una aleación.

Estos modelos van desde los más sencillos, donde se tienen en cuenta exclusivamente los parámetros de corte como variables de influencia, a los más complejos, donde se van incorporando factores relacionados con la geometría, material y desgaste de la herramienta, las condiciones de lubricación, etc. Sin embargo, en la mayoría de los casos, e independientemente de las variables consideradas, el avance y la profundidad de corte son los parámetros que determinan el valor final de la fuerza de corte. Por ello, el ligero incremento en la precisión de los resultados obtenidos, al incorporar otras variables como la geometría de la herramienta, la dureza o el desgaste, no parecen compensar la inversión necesaria en recursos y tiempo, debido al uso de técnicas de medidas más complejas.

Además, tal y como se ha comentado, la situación que se suele dar habitualmente en los procesos de mecanizado es la de fijar la mayor parte de variables de entrada (herramienta, material a mecanizar, condiciones de lubricación,...) y variar exclusivamente los parámetros de corte (v , a y p). Por este motivo, habitualmente se suele recurrir a los modelos más sencillos, que tienen en cuenta de forma exclusiva los parámetros de corte. Estos modelos están basados habitualmente en funciones de tipo potencial, fáciles de obtener y de fácil aplicación, presentando un grado de ajuste similar a los modelos más complejos.

Por otra parte, se ha visto cómo los modelos polinómicos, obtenidos normalmente a partir de técnicas de DoE, suelen ser en ocasiones de difícil interpretación, desde el punto de vista de la evolución de la fuerza de corte con respecto a las variables consideradas, debido fundamentalmente a los cambios de signo presentes en los términos lineales y cuadráticos obtenidos tras los ajustes.

2.3.2. Desgaste y vida de la herramienta

Durante el proceso de corte la herramienta se encuentra sometida a condiciones muy agresivas, desde el punto de vista mecánico y térmico. La acción combinada de las elevadas temperaturas y los esfuerzos mecánicos dan lugar a la alteración de la geometría y las propiedades físicas y químicas de la herramienta, originándose al desgaste de la misma [112].

Por otra parte, se puede definir la vida de la herramienta de corte como el tiempo durante el cual la herramienta es capaz de mantener su geometría y propiedades iniciales, de forma que se obtengan piezas que cumplan los requisitos de calidad impuestos en las especificaciones de diseño [12,15-18]. Por tanto, desgaste y vida de la herramienta son conceptos íntimamente ligados.

A su vez, en el desgaste de la herramienta se encuentran implícitos los cuatro aspectos a tener en cuenta en la mejora del rendimiento del mecanizado: funcionales, económicos, medioambientales y energéticos [8,127].

Por un lado, el desgaste da lugar a desviaciones con respecto a las especificaciones de diseño en el producto obtenido, que origina un alejamiento de la consecución del primero de los objetivos, la obtención de productos funcionales que cumplan con unos requisitos de calidad preestablecidos. Por otro lado, el desgaste de la herramienta hace que la energía consumida en el mecanizado aumente, originando el alejamiento del objetivo de mejora del rendimiento energético y medioambiental. Finalmente, el aumento del desgaste repercutirá en un aumento del número de herramientas a utilizar, afectando negativamente al rendimiento desde el punto de vista económico.

Por tanto, cualquier estudio de mejora del rendimiento de un proceso de mecanizado requiere del estudio del desgaste de la herramienta.

Los factores que influyen sobre el desgaste de la herramienta son numerosos y de diversa índole. En primer lugar, depende del material que se esté mecanizando (composición, microestructura, dureza, acabado superficial al inicio del mecanizado...). Además depende de las propias características de la herramienta de corte (geometría y propiedades del material). Las condiciones de lubricación son también fundamentales, siendo el mecanizado en seco el que origina unas condiciones más agresivas en este sentido. Por último, los valores utilizados en los parámetros de corte juegan un papel muy importante, en especial la velocidad de corte [15].

Como se puede ver, al igual que ocurría con la fuerza de corte, el desgaste y, por tanto, la vida de la herramienta, dependen de parámetros similares a los utilizados en la evaluación de la maquinabilidad de una aleación. Se podría decir, por tanto, que ambos parámetros, vida de la herramienta y desgaste, podrían utilizarse como vía para evaluar la maquinabilidad de una aleación en unas determinadas condiciones de corte. De esta forma, una aleación presentará una mejor maquinabilidad cuanto mayor sea la vida de la herramienta o cuanto menor sea el desgaste.

Por tanto, cuando se mecaniza una determinada aleación bajo unas condiciones concretas, es importante estudiar cuáles son los distintos mecanismos que dan lugar al desgaste de la herramienta, las zonas donde se origina y la forma de evaluarlo.

2.3.2.1. Mecanismos de desgaste

Anteriormente se ha comentado que, durante el proceso de mecanizado, la herramienta se encuentra sometida a grandes esfuerzos mecánicos y térmicos, así como expuesta al efecto de la corrosión. Estas son las causas fundamentales que dan lugar a los distintos mecanismos de desgaste de la herramienta.

Este desgaste suele ser progresivo, aunque en condiciones extremas, bien por fluencia a alta temperatura, por fatiga o por rotura frágil, se puede originar el denominado fallo instantáneo o fallo catastrófico de la herramienta. Este último extremo se puede evitar utilizando materiales de herramientas que alcancen un adecuado equilibrio entre dureza y tenacidad.

Por otro lado, el desgaste progresivo no puede ser evitado, aunque si controlado. Para ello es necesario conocer cuáles son los mecanismos que determinan la aparición de dicho desgaste. Estos mecanismos se pueden clasificar en desgaste por adhesión, abrasión, difusión, fatiga y corrosión [13]. No actúan de forma separada sino que suelen hacerlo de forma conjunta [128,129], teniendo mayor o menor peso sobre el desgaste final en función del tiempo de mecanizado y la temperatura de corte generada en la intercara viruta herramienta [15,18], Figura 2.15.

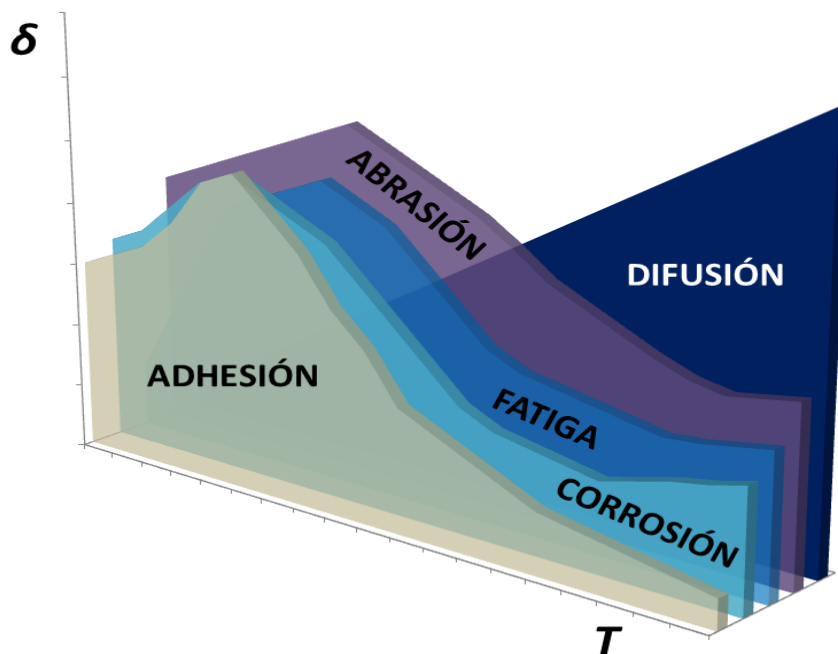


Figura 2.15. Influencia de los distintos mecanismos de desgaste en función de la temperatura de corte. Adaptada de [130]

El desgaste por abrasión es un desgaste de tipo mecánico. Tiene lugar cuando partículas de la viruta, endurecidas por deformación, deslizan por la cara de desprendimiento de la herramienta eliminando pequeñas cantidades del material de la herramienta debido a la fricción. Además, la liberación de partículas de viruta, o partículas de la propia herramienta desprendidas en zonas cercanas al filo de corte, impactan a gran velocidad sobre la cara de desprendimiento, originando también este tipo de desgaste [13,18].

Por su parte, el desgaste por adhesión es de tipo termomecánico. Las elevadas temperaturas y esfuerzos que se ponen en juego en el proceso de corte dan lugar a la aparición de microsoldaduras entre el material de la pieza y el de la herramienta, en la zona de contacto entre ambas. Cuando los esfuerzos cortantes superan la resistencia

a cortadura del material más blando se produce la rotura de estas microsoldaduras, incorporándose material de la pieza a la herramienta (desgaste por adhesión secundaria o indirecta), o bien incorporándose el material de la herramienta a la viruta (desgaste por adhesión primaria o directa).

En el rango de bajas temperaturas, el fenómeno de desgaste por adhesión que tiene lugar es el de tipo indirecto. El material de menor resistencia, el de la pieza, se desprende de la viruta y se incorpora a la herramienta. Sin embargo, para que se produzca la incorporación de material de la herramienta a la viruta es necesario que se reduzcan sus propiedades mecánicas. Esto ocurre al elevar la temperatura, por lo que el desgaste por adhesión directa se origina en un rango de temperaturas superior [130-132], Figura 2.16.

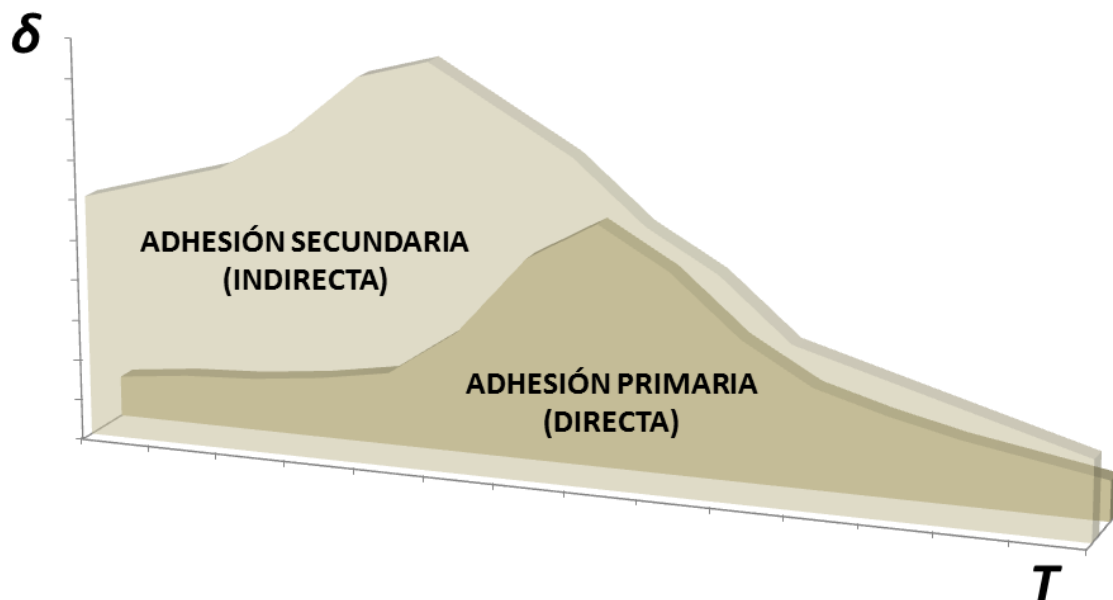


Figura 2.16. Rango de actuación de los tipos de desgaste por adhesión en función de la temperatura. Adaptada de [130]

Por su parte, los desgastes por fatiga, corrosión y difusión van adquiriendo una mayor relevancia conforme aumenta la temperatura de corte. El aumento de la temperatura favorece, por un lado, el trasvase de átomos de elementos de la estructura de la herramienta a la pieza y viceversa, dando lugar al desgaste por difusión [12,13,18].

Por otro lado, tal y como se ha comentado previamente, el aumento de temperatura reduce las propiedades mecánicas de las herramientas de corte, que reducen su capacidad para soportar los elevados esfuerzos de compresión a los que se encuentra sometidos, propiciándose la deformación del filo y un rápido deterioro de la herramienta (mecanismo de desgaste por fatiga) [12,13].

Finalmente, el incremento de temperatura favorece la reacción química entre el material mecanizado y el de la herramienta, así como con elementos presentes en los

fluidos de corte, formándose óxidos que son arrastrados por la viruta (desgaste por corrosión) [12,13].

2.3.2.2. Localización del desgaste

Además de conocer los mecanismos que dan lugar al desgaste, se hace necesario conocer las zonas de la herramienta donde tiene lugar. La pérdida de capacidad de corte de la herramienta o desgaste progresivo tienen lugar en dos zonas claramente diferenciadas, Figura 2.17. Por un lado, se tiene el *desgaste en incidencia*, originado por el rozamiento entre la cara de incidencia de la herramienta y la superficie de la pieza mecanizada. Se trata de una zona o franja de desgaste paralela a la dirección del corte. Por otro lado, se tiene el *desgaste en desprendimiento*, originado por el deslizamiento de la viruta a través de la cara de desprendimiento de la herramienta. Éste tiende a ajustarse a la forma de la viruta, adoptando forma de cráter [12,15-18].

Los parámetros que habitualmente se utilizan para cuantificar el desgaste son los mostrados en la Figura 2.17 [133]. Para el desgaste en incidencia se suele utilizar el ancho medio de la zona de desgaste (VB) o el ancho máximo de dicha zona ($VB_{m\acute{a}x}$). Para el desgaste en desprendimiento se suele utilizar la profundidad del cráter (KT).

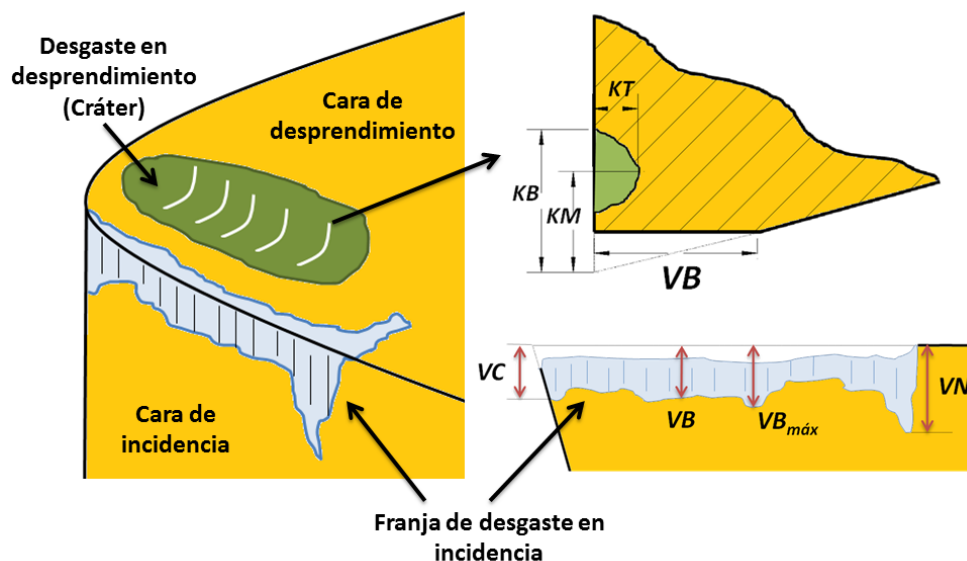


Figura 2.17. Zonas de localización del desgaste en herramientas de corte y parámetros de evaluación del desgaste. Adaptada de [133]

2.3.2.3. Filo recrecido y capa adherida

Tradicionalmente se ha asociado el desgaste a la pérdida de material en la herramienta de corte. Sin embargo, se ha definido el desgaste de la herramienta como cualquier alteración en la geometría y propiedades de la herramienta con respecto a

su estado inicial. Por ello, hoy en día se considera desgaste de la herramienta no solo la pérdida de material en la herramienta sino también la incorporación de material mecanizado a la propia herramienta [134].

Esta incorporación se localiza en dos zonas bien definidas: el filo y la cara de desprendimiento. La primera se conoce como *filo recrecido* (BUE, *Built-Up Edge*) y la segunda se conoce como *capa adherida* (BUL, *Built-Up Layer*), Figura 2.18.

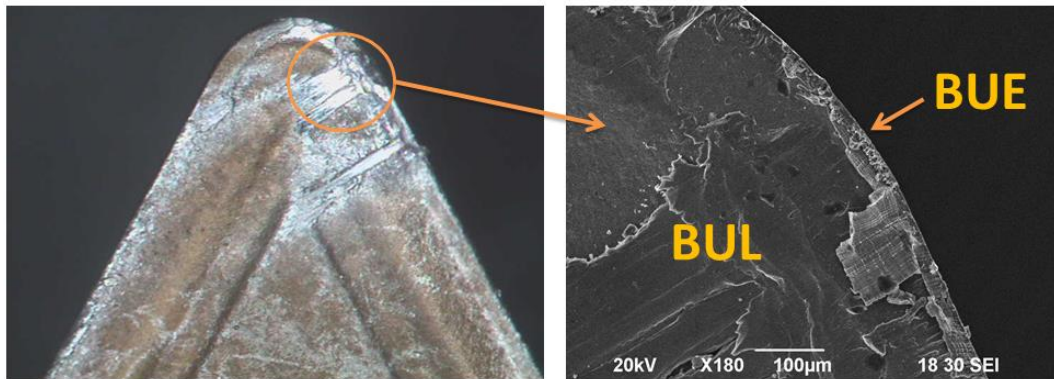


Figura 2.18. Incorporación de material al filo (BUE, *Built-Up Edge*) y a la cara de desprendimiento de la herramienta (BUL, *Built-Up Layer*)

La aparición de estas incorporaciones, fundamentalmente el BUE, origina alteraciones en la geometría inicial de la herramienta, dando lugar al aumento del ángulo de desprendimiento efectivo y del ángulo de deslizamiento, así como de una reducción del ángulo de posición del filo principal [130]. Además, se produce un aumento del espesor de la viruta indeformada, así como una acción de recalcado de la superficie mecanizada, Figura 2.19 [12,16,64]. Estas alteraciones afectan a las fuerzas de corte y a la energía consumida en el proceso de mecanizado, provocando además desviaciones con respecto a los parámetros de calidad establecidos en las especificaciones de diseño.

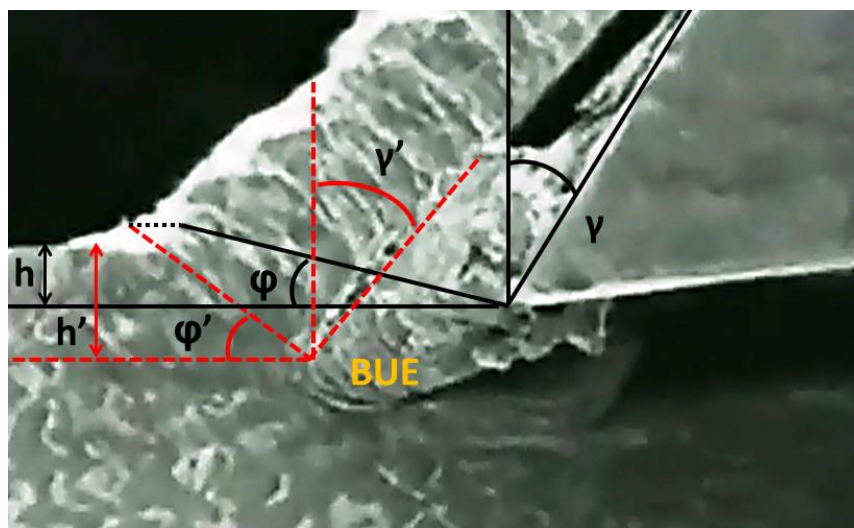


Figura 2.19. Alteraciones geométricas durante el corte debido a la aparición de BUE.
Adaptada de [12]

Las partículas adheridas a la herramienta son inestables y tienen tendencia a fragmentarse. Cuando se produce el desprendimiento de estas partículas se origina una nueva forma de desgaste. Por un lado, debido a un fenómeno de adhesión, al desprenderse el material de la pieza puede arrastrar material de la propia herramienta. Por otro lado, estas partículas de la pieza y la herramienta originan una abrasión de la cara de desprendimiento debido al rozamiento originado cuando son arrastrados por la viruta [82,135].

2.3.2.4. Estudio paramétrico del desgaste y vida de la herramienta

Como se comentó con anterioridad, la vida de la herramienta y el desgaste dependen de parámetros similares a los utilizados para evaluar la maquinabilidad de una aleación, por lo que se pueden utilizar como criterios de evaluación de la misma. En este sentido, en la bibliografía consultada se encuentra gran número de estudios experimentales encaminados a investigar cómo se ven influenciados desgaste y vida de herramienta por los parámetros de corte (v , a y p), el tipo de operación y su duración, las condiciones de lubricación, la geometría de la herramienta, el material de la herramienta o los tipos de recubrimientos empleados [136-139].

El objetivo suele ser doble: por un lado estudiar cuáles son los mecanismos de desgaste que se ponen en juego en el mecanizado de una determinada aleación [134,140,141]. Por otro, una vez conocidos estos mecanismos, optimizar todos los parámetros mencionados, controlando y reduciendo, por tanto, el desgaste y la vida de la herramienta. Además, también se estudia la influencia del desgaste sobre otros parámetros de salida del proceso, como las desviaciones sobre las especificaciones de diseño o las fuerzas de corte [40,126].

Así, tal y como ocurría con las fuerzas de corte, se podría expresar la vida de la herramienta o el desgaste mediante los siguientes modelos paramétricos, similares a los expuestos en (2.5) para la fuerza de corte:

$$T = f(v, a, p, g_1, g_2 \dots g_i, m_1, m_2 \dots m_j, w_1, w_2 \dots w_k, t_1, t_2 \dots t_n, l_u) \quad (2.19)$$

$$D = f(v, a, p, g_1, g_2 \dots g_i, m_1, m_2 \dots m_j, w_1, w_2 \dots w_k, t_1, t_2 \dots t_n, l_u) \quad (2.20)$$

En estas ecuaciones la vida de la herramienta (T) y el desgaste (D) dependen de los parámetros de corte (v , a , p), de i parámetros relacionados con la geometría de la herramienta (g_i), de j parámetros relacionados con el material de la herramienta (m_j), de k parámetros relacionados con el material a mecanizar (w_k), de n parámetros relacionados con el propio proceso de corte (t_n) y, finalmente, de las condiciones de lubricación aplicadas (l_u).

El gran inconveniente que presenta el estudio de la maquinabilidad de una aleación, usando como criterio el desgaste o la vida de la herramienta, radica en la complejidad de la medida del desgaste, que requiere con frecuencia el uso de técnicas

complejas de microscopía, así como la larga duración de los ensayos. Esto, unido al gran número de variables que intervienen, hace que sea necesario reducir el número de parámetros a tener en cuenta en los estudios, con respecto a los indicados en las ecuaciones (2.19) y (2.20), manteniendo constantes aquellos que se consideren de menor relevancia en el proceso.

Así, para el caso de la vida de la herramienta, el modelo más simple para la ecuación (2.19) es la tradicional ecuación de Taylor, donde la variable de influencia es la velocidad de corte:

$$vT^n = C \quad (2.21)$$

donde v es la velocidad de corte, T la duración de la herramienta y C y n son constantes. En este sentido, son numerosos los estudios experimentales encaminados a la obtención de los valores de las constantes n y C , para distintas aleaciones sometidas a condiciones de corte diversas [142,143].

En otros casos se incorporan como variables de influencia el avance y la profundidad de corte, obteniéndose modelos basados en la denominada ecuación extendida de Taylor [144,145]:

$$T = K \cdot v^x \cdot a^y \cdot p^z \quad (2.22)$$

donde K , x , y , y z son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance y p la profundidad de corte.

Por su parte, Poulachon et al. [146] incorporan a la ecuación dada en (2.22) el efecto de la dureza del material mecanizado, para el caso del torneado en acabado del acero 100Cr6 (AISI 52100) con herramientas de PCBN con recubrimiento de TiN, obteniendo la expresión:

$$v \cdot T^n \cdot a^y \cdot p^z \cdot H^w = K \quad (2.23)$$

donde K , n , y , z y w son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance, p la profundidad de corte y H la dureza HRC del material mecanizado.

Los valores de las constantes, obtenidas en el ajuste del modelo, muestran que un aumento en la dureza del material da lugar a una reducción de la vida útil de la herramienta. De este modo, para mantener la misma duración de herramienta cuando se aumenta la dureza del material, habría que reducir la velocidad de corte empleada. Por otro lado, la velocidad de corte es el parámetro de corte que mayor influencia presenta sobre la vida de la herramienta. Si se duplica el valor de la velocidad, la vida de la herramienta se ve reducida en 11 veces. El avance y la profundidad de corte, por el contrario, presentan una menor influencia. Duplicar el valor de a y p implica reducciones de la vida de la herramienta de 2,3 y 1,3 veces, respectivamente.

Sahin [147], haciendo uso de técnicas de diseño de experimentos, obtiene dos modelos de tipo polinómico (2.24) y (2.25), para el caso del torneado de acero AISI

52100 con herramientas de cerámica (con y sin recubrimiento) y CBN, eliminando en este caso la influencia de la profundidad de corte:

$$T = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot H \quad (2.24)$$

$$T = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot H + k_{12} \cdot v \cdot a + k_{13} \cdot v \cdot H + k_{23} \cdot a \cdot H \quad (2.25)$$

donde k_0 , k_1 , k_2 , k_3 , k_{11} , k_{12} , k_{13} y k_{23} son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance y H la dureza HRC del material mecanizado. Los valores obtenidos para las constantes, una vez ajustados ambos modelos, ponen de manifiesto que el efecto más significativo sobre la reducción en la vida de la herramienta tiene lugar cuando aumenta el avance, seguido del aumento en la velocidad de corte, presentando ambos modelos un grado de ajuste similar.

Otros investigadores consideran relevante incorporar a la ecuación dada en (2.22) factores relacionados con la geometría de la herramienta empleada. Así, Al-Ahmari [121] tiene en cuenta la influencia del radio de punta de la herramienta en el torneado acero austenítico AISI 302 con herramientas de metal duro. Haciendo uso de técnicas empíricas de diseño de experimentos, utiliza el método de regresión lineal múltiple para obtener el siguiente modelo potencial para la vida de la herramienta:

$$T = K \cdot v^x \cdot a^y \cdot p^z \cdot r^w \quad (2.26)$$

donde K , x , y , w son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance, p es la profundidad de corte y r el radio de redondeo de punta de la herramienta.

Los valores de las constantes, obtenidas al ajustar este modelo a los resultados experimentales, muestran que el factor que más influye sobre la vida de la herramienta es la velocidad de corte, seguido del avance y la profundidad de corte. Un aumento de los valores de estos parámetros implica una reducción de la vida útil de la herramienta. Por otro lado, aumentos en el radio de la herramienta influyen de forma positiva en la prolongación de la vida de la herramienta, aunque su influencia es menos significativa que la mostrada por los parámetros de corte.

El mismo autor, haciendo uso de la *metodología de superficie de respuesta* (RSM), obtiene un modelo polinómico de segundo grado, dejando fuera en este caso el radio de la herramienta:

$$T = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p + k_{11} \cdot v^2 + k_{22} \cdot a^2 + k_{33} \cdot p^2 + k_{12} \cdot v \cdot a + k_{13} \cdot v \cdot p + k_{23} \cdot a \cdot p \quad (2.27)$$

donde k_0 , k_1 , k_2 , k_3 , k_{11} , k_{22} , k_{33} , k_{12} , k_{13} y k_{23} son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance y p la profundidad de corte.

Los resultados obtenidos en el ajuste de este modelo muestran, en este caso, una mayor dependencia del avance y de la profundidad de corte, presentando una menor influencia la velocidad de corte, en contra de lo expuesto en el modelo de tipo

potencial. Sin embargo, los cambios de signo en las constantes que acompañan a los términos lineales y cuadráticos de los parámetros de corte hacen difícil interpretar cuál es la tendencia real en el comportamiento de la vida de la herramienta frente a estos parámetros. Además, el autor concluye que este modelo presenta un peor ajuste que el modelo de tipo potencial, por lo que parece que las técnicas de MSR no dan un buen resultado en este caso.

Shao et al. [148] realizan un estudio de la influencia del ángulo de desprendimiento (γ) en el fresado de acero inoxidable (12% Cr) con herramientas de metal duro con recubrimiento de multicapa de TiCN/TiN, bajo la combinación de distintos valores de los parámetros de corte, concluyendo que al reducir el valor de γ se prolonga la duración de la herramienta, empeorando por el contrario la calidad de acabado superficial de la pieza mecanizada.

Por otro lado, Jawahir et al. [149] proponen un modelo de evaluación de vida de la herramienta que incluye aspectos relacionados con la geometría del rompevirutas y del tipo de recubrimiento empleado en la herramienta:

$$T = T_R \cdot W_g \cdot \left(\frac{V_R}{V} \right)^{\frac{w_c}{n}} \quad (2.28)$$

donde T_R es la vida de la herramienta de referencia, W_g un factor que depende de la geometría del rompevirutas, V_R la velocidad de corte de referencia, n el exponente de la ecuación de Taylor y w_c un coeficiente que depende del tipo de recubrimiento empleado.

En otros casos, es la temperatura de corte el parámetro a tener en cuenta como modificador de la ecuación dada en (2.22). Así, Tosun et al. [150] proponen un modelo que incorpora el efecto de la temperatura, para el torneado de aceros con alto contenido en manganeso con herramientas de carburo metálico:

$$T = K \cdot v^x \cdot a^y \cdot p^z \cdot \theta^w \quad (2.29)$$

donde K , x , y , z y w son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance, p la profundidad de corte y θ la temperatura de corte en la intercara viruta-herramienta. Este modelo presenta el inconveniente mencionado con anterioridad, en cuanto a la dificultad en la puesta en práctica de las técnicas de medición de la temperatura y la precisión obtenida en los resultados.

Por su parte, Choudhury et al. [151] proponen un modelo para la vida de la herramienta que tiene en cuenta el propio desgaste de la misma. Así, incorporan el valor del desgaste en la cara de desprendimiento para el caso del torneado de aceros al carbono con herramientas de acero rápido (HSS), cuando el mecanismo de desgaste predominante es el desgaste por adhesión:

$$T = \left(\frac{KT^w}{C \cdot v^x \cdot a^y} \right)^{\frac{1}{\gamma}} \quad (2.30)$$

donde C , w , x , y e y son constantes, v es la velocidad de corte, a es el avance, p la profundidad de corte y KT la profundidad del cráter en la cara de desprendimiento. Los valores obtenidos en el ajuste del modelo a los datos experimentales, muestra una dependencia similar de la vida de la herramienta con v y a , tendiendo a reducirse T cuando aumentan los valores de estos parámetros. Por otra parte, la dependencia con respecto al desgaste es algo menor.

Molinari et al. [152] presentan un modelo de vida de la herramienta que tiene en cuenta el desgaste en la cara de desprendimiento, además de la temperatura en la intercara viruta-herramienta, para el caso de mecanizado de alta velocidad de aceros con herramientas de carburo cementado, donde el mecanismo de desgaste predominante es el desgaste por difusión:

$$T = \left(\frac{KT}{2s \sum_{i=1}^n \Gamma_i} \right)^2 \quad (2.31)$$

donde KT es la profundidad del cráter en la cara de desprendimiento, s el factor de forma del cráter y Γ_i un factor que tiene en cuenta la temperatura en la intercara, la densidad de la herramienta y la concentración en la herramienta del material mecanizado y n el número de medidas.

Por otro lado, en la bibliografía consultada se encuentran modelos que intentan determinar la maquinabilidad de una aleación a través del desgaste en la cara de incidencia. Así, Suresh et al. [49], en el torneado de acero AISI 4340 con herramientas de carburo con recubrimiento multicapa ($TiC/TiCN/Al_2O_3$), proponen un modelo empírico de tipo polinómico para el desgaste en incidencia, como función de los parámetros de corte, basado en el uso de técnicas de DoE:

$$VB_{max} = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p + k_{12} \cdot v \cdot a + k_{13} \cdot v \cdot p + k_{23} \cdot a \cdot p \quad (2.32)$$

donde k_0 , k_1 , k_2 , k_3 , k_{12} , k_{13} y k_{23} son constantes, VB_{max} es el ancho máximo de la franja de desgaste en incidencia, v es la velocidad de corte, a es el avance y p la profundidad de corte.

Una vez obtenidos los valores de las constantes, el ajuste del modelo parece indicar que el factor más influyente sobre el desgaste es el avance, seguido de la profundidad de corte. Sin embargo, las constantes que acompañan al avance y la profundidad de corte en los términos lineales de este polinomio son negativas, lo que indica, curiosamente, una reducción de VB_{max} al aumentar el valor de estos parámetros. Por otro lado, la constante que relaciona a las variables a y p es positiva, lo cual indica un aumento de VB_{max} al aumentar estos valores, en contra de lo que indica el término lineal. Esto hace difícil obtener una interpretación clara de la influencia de estos parámetros sobre el resultado final.

En estudios parecidos, Suresh et al. [48] proponen una ecuación similar a la dada en (2.32), incorporando esta vez el efecto del tiempo de mecanizado:

$$\begin{aligned}
VB_{m\acute{a}x} = & k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p + k_4 \cdot t + k_{12} \cdot v \cdot a + k_{13} \cdot v \cdot p + \\
& k_{14} \cdot v \cdot t + k_{23} \cdot a \cdot p + k_{24} \cdot a \cdot t + k_{34} \cdot p \cdot t + \\
& k_{11} \cdot v^2 + k_{22} \cdot a^2 + k_{33} \cdot p^2 + k_{44} \cdot t^2
\end{aligned} \quad (2.33)$$

donde $k_0, k_1, k_2, k_3, k_4, k_{12}, k_{13}, k_{14}, k_{23}, k_{24}, k_{34}, k_{11}, k_{22}, k_{33}$ y k_{44} son constantes, $VB_{m\acute{a}x}$ es el ancho máximo de la franja de desgaste en incidencia, v es la velocidad de corte, a es el avance, p la profundidad de corte y t el tiempo de mecanizado.

De igual forma, una vez obtenidos los valores de ajuste del modelo, se observa que existe el inconveniente de presentar términos positivos y negativos acompañando a las distintas combinaciones de los parámetros de corte, lo que dificulta una correcta interpretación de la evolución del desgaste con dichos parámetros, además de no permitir discernir cuál de ellos presenta mayor influencia. Lo único que parece claro es el aumento del desgaste con el tiempo de mecanizado, lo cual, por otro lado, es hecho evidente. La única ventaja del modelo estriba en poder prever dicho desgaste en función del tiempo de mecanizado.

Por su parte, Gaitonde et al. [51], para el torneado de acero AISI D2 con herramientas de cerámica, proponen, haciendo uso de técnicas de DoE, un modelo donde se tiene en cuenta sólo la profundidad de corte y el tiempo de corte:

$$VC = k_0 + k_1 \cdot p + k_2 \cdot t + k_{12} \cdot p \cdot t + k_{11} \cdot p^2 + k_{22} \cdot t^2 \quad (2.34)$$

donde $k_0, k_1, k_2, k_{12}, k_{11}$ y k_{22} , son constantes, VC es el ancho de la franja de desgaste en incidencia en la zona próxima a la punta de la herramienta, p la profundidad de corte y t el tiempo de mecanizado.

Una vez obtenidos los valores de las constantes, este modelo presenta problemas de interpretación similares a los comentados en casos anteriores, debido a los cambios de signo de las constantes que acompañan a las variables consideradas. En principio, el modelo muestra un aumento de VC con p , dado el valor positivo de la constante del término cuadrático. En cuanto al tiempo de mecanizado, el valor negativo del término cuadrático parece indicar una reducción de VC con el tiempo de mecanizado, lo que, por otra parte, no parece tener mucha lógica.

En resumen, el desgaste de la herramienta y la vida de la misma juegan un papel fundamental en el rendimiento del proceso de mecanizado. Las variables de influencia son similares a las que determinan la maquinabilidad de una aleación, por lo que desgaste y vida de la herramienta pueden utilizarse como criterios para determinar dicha maquinabilidad.

Es importante, por tanto, estudiar cuáles son los mecanismos que originan el desgaste de la herramienta, con el objetivo de optimizar el conjunto de variables por las que se ve influenciado. Por contra, la medida del desgaste y vida de la herramienta implican procesos experimentales normalmente largos y técnicas de medidas complejas.

En este sentido, en la bibliografía consultada se proponen distintos modelos para la evaluación del desgaste y la vida de la herramienta. Estos modelos van desde los más simples, que tienen en cuenta exclusivamente el efecto de los parámetros de corte (v , a y p), hasta los modelos más complejos, que incorporan el efecto de la geometría de la herramienta, la dureza del material a mecanizar, el tiempo de mecanizado o la temperatura de corte.

Independientemente la complejidad del modelo, parece que la velocidad de corte y el avance son los parámetros que mayor influencia presentan sobre el desgaste y la vida de la herramienta, seguidos de la profundidad de corte. Un aumento en el valor de estos parámetros implica un aumento del desgaste y una reducción de la vida de la herramienta.

Por ello, en la mayoría de los casos se obtiene una buena aproximación al comportamiento real, evaluando exclusivamente la influencia de estos parámetros. El aumento en la precisión, que puede aportar la incorporación de otras variables como la temperatura, la medida del desgaste o la dureza del material, parecen no compensar el aumento en la complejidad de las medidas experimentales que llevan aparejados.

Por otro lado, los modelos más fáciles de interpretar y que presentan un mejor ajuste a los resultados experimentales parece que son los basados en ecuaciones de tipo potencial. Los modelos de tipo polinómico, procedentes habitualmente de estudios basados en DoE, son de difícil interpretación, dados los frecuentes cambios en los signos de las constantes que acompañan a las variables de influencia, tanto en los términos lineales como en los cuadráticos.

2.3.3. Calidad Superficial

El cumplimiento de los requisitos necesarios para que un producto pueda desempeñar la función para la cual fue diseñado garantizará la calidad del producto final. De entre los requisitos de calidad exigibles a cualquier pieza uno de los más importantes es el relacionado con la calidad superficial [40,153].

La importancia del cumplimiento de los requisitos relacionados con la calidad superficial radica en la repercusión que tiene sobre la funcionalidad de la pieza final, su vida útil y su coste de fabricación. Por un lado, influirá de forma notable sobre las propiedades tribológicas, la resistencia a la fatiga o la resistencia a la corrosión de la pieza, además de afectar a su estética final [154,155]. Por otro lado, un aumento en las exigencias en los requisitos de calidad superficial implica un aumento del coste de fabricación de la pieza.

Sectores industriales de gran importancia estratégica, como son el aeroespacial o el automovilístico, requieren piezas con altas exigencias en su calidad superficial, compatibles con un aumento de la productividad y competitividad [156]. Se

hace necesario, por tanto, optimizar todos los factores que afecten a este requisito de calidad, con el objetivo de alcanzar las exigencias impuestas al menor coste posible.

Las exigencias de calidad superficial engloban aspectos relacionados con las propiedades físicas y químicas de la superficie de la pieza, así como con sus características geométricas y dimensionales [157].

De este modo, durante el mecanizado se producen alteraciones de las propiedades de la capa subyacente de la superficie mecanizada que influyen de forma importante en la funcionalidad final de las piezas mecanizadas. Estas alteraciones en la integridad superficial (deformaciones plásticas, fenómenos de recristalización, aparición de tensiones residuales, alteraciones en la dureza, etc.) dependen de las propiedades del material a mecanizar (microestructura, dureza, tratamiento térmico) [16,158]. Por ello, en el mecanizado, de forma habitual, cuando se habla de calidad superficial se suele hacer referencia a las desviaciones geométricas de la pieza mecanizada respecto de las especificaciones de diseño, a escala micro y macrogeométrica, dejando habitualmente al margen las propiedades físico-químicas de la superficie mecanizada [159].

En este sentido, Benardos y Vosniakos, en [160], hacen referencia a las distintas desviaciones del perfil real obtenido con respecto al perfil teórico o nominal deseado. Estas desviaciones se pueden clasificar en distintos órdenes haciendo uso de los estándares internacionales (ISO 4287) [161].

Tabla 2.1. Desviaciones del perfil real respecto del nominal [158,160]

DESVIACIÓN	ORIGEN
1 ^{er} orden (desv. de forma) y 2 ^o orden (ondulaciones)	<ul style="list-style-type: none"> - Falta de rigidez en la sujeción de la pieza o la herramienta a la máquina-herramienta - Deformación de la pieza por la acción de la fuerza de corte - Falta de precisión en el sistema de guías de movimiento de los carros de la máquina-herramienta - Relajación de tensiones en la pieza por tratamientos previos - Desgaste de la herramienta - Vibraciones
3 ^{er} y 4 ^o orden (ondulaciones de tipo periódico y fracturas o deterioros)	<ul style="list-style-type: none"> - Forma y geometría del filo de corte de la herramienta - Proceso de formación de viruta - Cinemática del corte - Recuperaciones elásticas del material tras el paso de la herramienta - Deformaciones plásticas - Restos de BUL y BUE sobre la superficie mecanizada
5 ^o y 6 ^o orden	<ul style="list-style-type: none"> - Estructura del material de la pieza, relacionados con los mecanismos físico-químicos que actúan a nivel de grano: deslizamiento, difusión, oxidación, etc.

Los factores que influyen sobre la calidad superficial y, por tanto, sobre la rugosidad superficial, son numerosos y su estudio es complejo [162]. Entre ellos están las propiedades del material mecanizado, la geometría de la pieza, las características de la herramienta de corte y de la máquina-herramienta, los parámetros de corte empleados, las condiciones de lubricación, las vibraciones generadas, fricción y calor generados durante el corte, aparición de filo recrecido, fuerzas necesarias, etc., Figura 2.20.



Figura 2.20. Factores que afectan a la calidad superficial de las piezas mecanizadas.
Adaptada de [160]

De entre estos factores, los que mayor repercusión tienen en la calidad de acabado superficial obtenido, según avalan la experiencia y los estudios experimentales, son [159]:

- Los errores de montaje y posicionamiento de la herramienta.
- La variación periódica de la rigidez del sistema pieza-herramienta-máquina-herramienta.
- El desgaste de la herramienta
- Aparición del filo recrecido
- Falta de uniformidad en las condiciones de corte durante el mecanizado (velocidad de corte, avance y profundidad de corte).

Aunque frecuentemente se estudia el efecto individual de cada uno de estos factores sobre el acabado superficial, hay que tener en cuenta su efecto conjunto,

dada la fuerte interrelación existente entre las distintas variables. Así, por ejemplo, el desgaste de la herramienta afectará a la calidad superficial de varias formas. Por un lado, las irregularidades del filo de corte dejarán trazas en la superficie mecanizada. Por otro lado, el desgaste originará vibraciones y alteraciones en las condiciones de corte y fuerzas de corte, empeorando el resultado obtenido [159].

Dada la influencia directa que tienen los parámetros de corte (avance, velocidad de corte y profundidad de corte) sobre aspectos como el desgaste, las fuerzas de corte o la formación del filo recreado, resulta evidente que deben ser las primeras variables a tener en cuenta en los estudios sobre la calidad de acabado superficial.

La mayoría de los estudios existentes al respecto señalan al avance como el parámetro de mayor influencia. El efecto desfavorable del aumento del avance sobre la calidad de acabado superficial está claramente contrastado. En cuanto a la velocidad de corte, su influencia suele ser menor, produciendo su aumento en algunos casos mejoras y en otros empeoramientos de la calidad de acabado. La profundidad de corte es la que normalmente menos influencia tiene sobre el resultado final [46,48,49,115,118,119].

Además de los parámetros de corte, el radio de punta de la herramienta es otro de los parámetros más estudiados. Aunque no existe una norma fija aplicable a todos los casos, la tendencia general es a mejorar la calidad de acabado al aumentar su valor [121,163].

Como se puede apreciar, la calidad superficial depende de parámetros muy parecidos a los que afectan a la maquinabilidad de una aleación. Por este motivo la calidad de acabado superficial es un criterio muy sólido para la evaluación dicha maquinabilidad. De esta forma, cuanto mayor sea la calidad de acabado superficial obtenido mejor será la maquinabilidad de la aleación, bajo unas determinadas condiciones de corte.

En este sentido, en la bibliografía consultada, se encuentran numerosos estudios encaminados a estudiar la maquinabilidad de una aleación a través del estudio de la evolución de la calidad superficial. Además, tal y como ocurre con la fuerza de corte o con el desgaste, en muchos de estos estudios se obtienen modelos que permiten predecir la calidad superficial bajo unas determinadas condiciones de corte y, por tanto, determinar el grado de maquinabilidad. La mayoría de ellos se centran en la evaluación de las desviaciones microgeométricas (rugosidad superficial), siendo escasos los que intentan evaluar la evolución de las desviaciones macrogeométricas.

2.3.3.1. Estudio paramétrico de las desviaciones microgeométricas

En cuanto a las desviaciones microgeométricas, la variable más utilizada para su evaluación suele ser la rugosidad media aritmética, R_a [164,165], definida en la

norma UNE-EN ISO 4287 [161] como la media aritmética de los valores absolutos de las ordenadas $Z(x)$ comprendidas en una longitud de muestreo, Figura 2.21, obteniéndose su valor mediante la expresión:

$$Ra = \frac{1}{l} \int_0^l |Z(x)| dx \quad (2.35)$$

donde l es la longitud de muestreo.

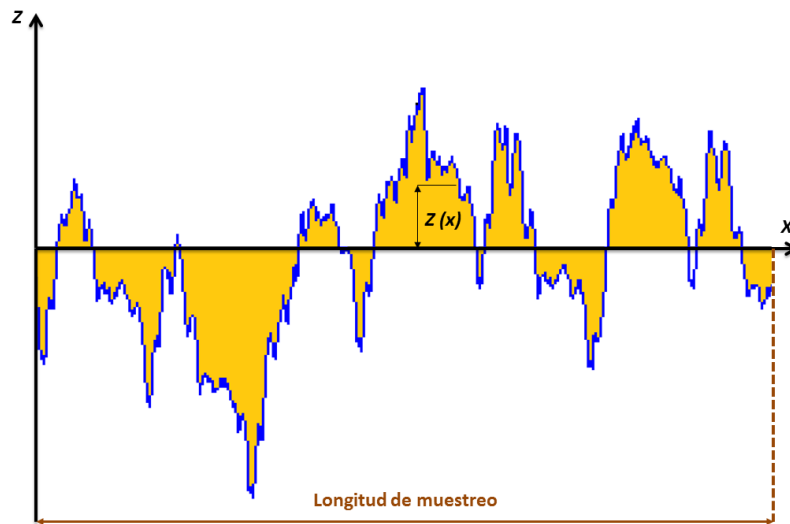


Figura 2.21. Perfil de rugosidad

Correa et al. [166] puntualizan que al ser Ra un valor medio, no sirve para la detección de defectos superficiales. Sin embargo, su valor está íntimamente ligado con las propiedades físicas de las piezas mecanizadas, por lo que su evaluación es de elevada utilidad en estos procesos de fabricación.

Una vez identificado el parámetro evaluador de la calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas, se procederá a realizar un repaso a los principales modelos predictivos de Ra , al igual que se hizo con la fuerza de corte, el desgaste y la duración de la herramienta.

En este sentido, existen cuatro grandes grupos de modelos predictivos [160,167]:

- Modelos analíticos, basados en la teoría del mecanizado.
- Modelos empíricos, basados en la investigación experimental de los efectos de uno o varios factores sobre la rugosidad superficial (FbF).
- Modelos empíricos, basados en el diseño de experimentos (DoE).
- Modelos basados en técnicas avanzadas de inteligencia artificial.

2.3.3.1.1. Modelos analíticos

Los modelos analíticos tienen en cuenta aspectos como la geometría de la herramienta y los mecanismos de formación de viruta, así como la cinemática del proceso. Este tipo de estudios suelen ir en dos líneas: por un lado, aquellos que obtienen una expresión analítica que permite predecir el valor de alguno de los parámetros característicos de la rugosidad, normalmente Ra ; por otro, aquellos que obtienen algoritmos que permiten realizar una simulación gráfica en 2D o 3D de la topografía de la superficie mecanizada.

Así, Boothroyd y Knight, en [168], proponen un modelo clásico que relaciona Ra con el avance y el radio de punta de la herramienta:

$$Ra = \frac{a^2}{18 \cdot \sqrt{3} \cdot r} \quad (2.36)$$

siendo a el avance y r en radio de punta de la herramienta. Se trata de un modelo sencillo pero poco fiable, ya que no tiene en cuenta algunos aspectos comentados con anterioridad [160].

En el mismo sentido, Ståhl et al. [165] obtienen una ecuación analítica que permite obtener el valor de Ra en función del avance y del radio de punta de la herramienta, en el caso de torneados con herramientas con radio de punta circular:

$$Ra = 0,77 \cdot \left(1 - \frac{\frac{a}{2r}}{\arcsen\left(\frac{a}{2r}\right)} \right) \cdot r \quad (2.37)$$

donde a es el avance y r el radio de punta de la herramienta.

Por su parte, Grzesik [169] establece un modelo que analítico que incorpora, además del avance y del radio de punta de la herramienta, el espesor de la viruta indeformada, teniendo en cuenta los efectos del rozamiento y la deformación plástica en la intercara viruta herramienta.

Miko et al. [170] obtienen un modelo matemático para predecir el valor de Ra en operaciones de mecanizado con herramientas de radio de punta circular. El modelo incorpora, además del avance y del radio de la herramienta, el efecto de las vibraciones, del espesor de la viruta indeformada, el error de posicionamiento de la herramienta y, de forma indirecta, el desgaste de la herramienta.

Lin y Chang [171] proponen un modelo que incorpora los efectos de la geometría de la herramienta, los parámetros de corte y el movimiento relativo herramienta-pieza y el efecto de las vibraciones en la predicción del perfil de rugosidad, encontrándose, además, que las vibraciones en sentido radial son las que más influencia tienen sobre el resultado final de la rugosidad.

Baek et al. [172] proponen un modelo para la rugosidad superficial, en operaciones de planeado con fresa, que tiene en cuenta, además del avance, el error de excentricidad de la herramienta en dirección axial (afectando a la profundidad de corte) y en dirección radial (afectando a la rugosidad superficial). Además se obtuvo un algoritmo que permite maximizar la tasa de eliminación de material en función del avance, limitando el valor de la rugosidad.

Por su parte, Feng y Wang [173] desarrollan un modelo para la obtención del valor de R_a en operaciones de acabado en torneado, donde se incorpora el tiempo de mecanizado y la dureza del material a mecanizar, además de los parámetros de corte y la geometría de la herramienta. Además, se concluye que el avance y el tiempo de corte son los factores que más afectan al valor final de la rugosidad.

Chen et al. [174] obtienen un modelo capaz de representar la topografía de la superficie de las piezas mecanizadas a través de técnicas gráficas basadas en curvas B-spline y superficies 3D.

Ehmann y Hong [175] proponen un modelo de construcción 3D del perfil de rugosidad, para fresado periférico, basado en el modelado por separado de la cinemática de la máquina-herramienta y la geometría de la herramienta. El modelo tiene en cuenta los errores de posicionamiento de la herramienta y las vibraciones.

Lee et al. [176] utilizan un método de modelado 3D de la superficie mecanizada en operaciones de fresado de alta velocidad, utilizando los valores de las aceleraciones provocadas por las vibraciones, además de la geometría de la pieza y herramienta, los errores de posicionado de la herramienta y los parámetros de corte. Además se concluye que las vibraciones originadas por el giro a alta velocidad del cabezal de la herramienta origina un deterioro de la calidad superficial de la pieza mecanizada.

En conclusión, los modelos analíticos más sencillos tienen en cuenta exclusivamente la geometría de la herramienta y la cinemática del mecanizado, obteniendo a su vez expresiones analíticas relativamente sencillas. Sin embargo, los resultados que arrojan se alejan de la realidad, dado que se obvian aspectos como las vibraciones o los errores de posicionamiento de la herramienta. Estos aspectos se van incorporando en modelos más complejos de manejar, pero que se aproximan algo más a la realidad. En cualquier caso, la mayoría sigue dejando aspectos importantes fuera del estudio, como el efecto de la temperatura, el desgaste de la herramienta o la aparición del filo recreado. La incorporación de estos aspectos requiere normalmente llevar estos estudios al campo de la experimentación, más largo y costoso, aunque con resultados mucho más fiables [177,178].

2.3.3.1.2. Modelos empíricos (F_bF)

El segundo grupo de modelos predictivos se basa en la experimentación. Tal y como se comentó previamente, en este tipo de estudios se realizan ensayos

sistemáticos sobre el comportamiento de la rugosidad en función de las variables de influencia más significativas. Los distintos experimentos se realizan teniendo en cuenta todas las combinaciones posibles de las variables seleccionadas, analizando la influencia individual de cada una de ellas en el resultado final (FbF).

En muchos de estos estudios se suele obtener una expresión que permite predecir el valor de la rugosidad en función de las variables consideradas. Estas expresiones se obtienen por regresión y suelen tener forma polinómica o potencial. Se suele partir de modelos sencillos, que incorporan únicamente la influencia de los parámetros de corte, para ir complicándolos progresivamente con la incorporación de otros parámetros.

De este modo, los modelos más habituales suelen ser modelos de tipo Tayloristas, donde se obtiene el valor de Ra en función de los parámetros de corte a través de ecuaciones de tipo potencial, para unas condiciones de corte fijas (lubricación y tipo de herramienta). En este sentido, Peláez Vara et al. [179] proponen la siguiente expresión para la determinación de Ra en función del avance (a), de la velocidad de corte (v) y de la profundidad de pasada (p):

$$Ra = K \cdot v^x \cdot a^y \cdot p^z \quad (2.38)$$

donde K , v , y y z son constantes.

Otros investigadores proponen una ecuación similar a (2.38) pero donde se elimina la profundidad de corte por considerarla poco influyente, para el caso de mecanizado de aleaciones ligeras de aluminio UNS A92024 y UNS A97050 [44,64,180,181], proponiendo un modelo como el que sigue:

$$Ra = K \cdot v^x \cdot a^y \quad (2.39)$$

Los resultados obtenidos para los valores de los exponentes, una vez ajustado el modelo a los datos experimentales, muestran que el avance es el parámetro más influyente, existiendo una relación muy próxima a la linealidad (exponente cercano a la unidad). Por otra parte, la velocidad de corte presenta una menor influencia, siendo el valor del exponente en torno a 4 y 5 veces menor al del avance.

Una expresión parecida a las dadas en (2.38) y (2.39) se mostró en (2.7), en este caso para relacionar la fuerza de corte con los parámetros de corte. Es lógico pensar que se puede obtener algún tipo de expresión que relacione de forma directa el valor de Ra con la fuerza de corte. En este sentido, diversos investigadores proponen un modelo de predicción de Ra basado en la medida de la fuerza de corte [116,119], de la forma:

$$Ra = K \cdot F^b \quad (2.40)$$

donde K y b son constantes. La utilidad de esta expresión radica en la posibilidad de evaluar Ra sin necesidad de ejecutar laboriosos procesos de medida, que incluyen pérdidas de tiempo en extracción de las piezas y paradas de máquina, simplemente

mediante la evaluación de F a través de dispositivos de medida (dinamómetros piezoeléctricos) instalados en la propia máquina-herramienta.

Por su parte, Muñoz-Escalona [163] incorpora el efecto del radio de punta de herramienta y de la dureza de la pieza, para el torneado de distintos tipos de acero:

$$Ra = K \cdot v^x \cdot a^y \cdot p^z \cdot H^w \cdot r^n \quad (2.41)$$

donde K , x , y y z son constantes, a es el avance, v es la velocidad de corte, p es la profundidad de corte, H es la dureza Brinell del material a mecanizar y r es el radio de redondeo de la punta de la herramienta.

El ajuste del modelo muestra como el avance es el parámetro que presenta una mayor influencia, seguido de la dureza del material. El valor de Ra tiende a aumentar al aumentar el avance, mientras que presenta una tendencia a la reducción al aumentar la dureza del material mecanizado. Por otra parte, el valor de Ra se reduce al aumentar la velocidad de corte y reducir el radio de punta de la herramienta, aunque afectan en menor medida que el avance o la dureza. Finalmente, la profundidad de corte presenta una influencia escasa en el valor de Ra .

Otros investigadores complican aún más el modelo, incorporando el efecto de las vibraciones. Así, Abouelatta y Mádl [182] proponen un modelo que incluye la frecuencia de las vibraciones y su densidad espectral en las direcciones principales de movimiento.

Además de los modelos de tipo potencial, algunos autores proponen modelos de tipo polinómico. De esta forma, Boubekri et al. [117] proponen un modelo de tipo lineal múltiple, para el caso de torneado de distintos aceros:

$$Ra = k_0 + k_1 \cdot a + k_2 \cdot p \quad (2.42)$$

donde k_0 , k_1 y k_2 son constantes, a es el avance y p es la profundidad de corte. Una vez obtenidos los valores para las constantes del modelo, los autores concluyen que el avance es el parámetro de mayor influencia, siendo despreciable el efecto de la profundidad de corte.

En [183], Kwon et al. obtienen una ecuación de tipo polinómica no lineal que permite predecir el valor de Ra en función del índice de desgaste de la herramienta, TWI , para el caso de torneado de aceros:

$$Ra = k_0 + k_1 \cdot TWI + k_2 \cdot TWI^2 + k_3 \cdot TWI^3 + k_4 \cdot TWI^4 \quad (2.43)$$

donde k_0 , k_1 , k_2 , k_3 y k_4 son constantes. La dificultad en la evaluación de Ra mediante este modelo estriba en la necesidad de evaluar o monitorizar el desgaste de la herramienta, que generalmente requiere de dispositivos de medida más complejos que los necesarios para evaluar de forma directa el valor de Ra .

En conclusión, este segundo grupo de modelos predictivos, basados en la realización de ensayos donde se estudia el comportamiento de la rugosidad en función de las distintas variables de influencia, presenta sus ventajas e inconvenientes.

Por un lado, estos ensayos suelen ser largos y costosos. Hay que tener en cuenta que el número de variables manejadas es elevado y que hay que realizar tantos ensayos como combinaciones posibles entre variables. Esto está justificado por la aparición de resultados singulares con determinadas combinaciones de variables, que de otra forma no podrían ser detectados y analizados.

Sin embargo, tal y como se ha observado en los distintos modelos analizados, el avance suele ser la variable que más influye sobre el valor de Ra . Por ello, normalmente se suelen recurrir a simplificaciones de los estudios, analizando la influencia del avance y alguna variable adicional, como la velocidad de corte o la profundidad de corte. Esto hace que se reduzca de forma notable el número de experimentos a ejecutar.

Por otro lado, las expresiones obtenidas permiten predecir de una forma muy fiable el valor de la rugosidad en función de las variables de estudio. Eso sí, solo son válidas para las condiciones concretas de mecanizado estudiadas (tipo de mecanizado, tipo de material, tipo de herramienta, condiciones de lubricación, etc.), no siendo por tanto posible su generalización para otros casos. No obstante, tal y como se comentó para la fuerza de corte o el desgaste de la herramienta, esa suele ser la situación habitual en los procesos de mecanizado, por lo que la utilidad de estos modelos suele ser elevada.

2.3.3.1.3. Modelos empíricos basados en el diseño de experimentos (DoE)

En un tercer grupo de modelos predictivos se encuentran los que utilizan métodos empíricos basados en el diseño estadístico de experimentos (DoE).

De este modo, Choudhury et al. [118], haciendo uso de técnicas MSR, obtienen un modelo predictivo de Ra en función de los parámetros de corte, para el torneado en seco de la súper aleación de Níquel Inconel 718, haciendo uso de herramientas de carburo con y sin recubrimiento. El modelo obtenido es de tipo potencial:

$$Ra = K \cdot v^x \cdot a^y \cdot p^z \quad (2.44)$$

donde v es la velocidad de corte, a es el avance, p la profundidad de corte y K , x , y y z son constantes.

Una vez ajustado el modelo, los valores obtenidos para los exponentes indican que el avance es la variable más influyente sobre el resultado de Ra . La velocidad de corte presenta una influencia bastante menor, originando su aumento mejoras en el resultado obtenido. Por otra parte, la influencia de la profundidad de corte es prácticamente despreciable.

Por su parte, Puertas y Luis [184] proponen un polinomio de segundo grado, haciendo uso de MSR, para operaciones de torneado, indicando que un modelo de tipo potencial también sería válido:

$$Ra = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p + k_{11} \cdot v^2 + k_{33} \cdot p^2 + k_{23} \cdot a \cdot p \quad (2.45)$$

donde v es la velocidad de corte, a es el avance, p la profundidad de corte y k_0 , k_1 , k_2 , k_3 , k_{11} , k_{33} y k_{23} son constantes.

Los resultados obtenidos en su ajuste indican que las variables que más influyen sobre el valor de Ra son el avance y la profundidad de corte, presentando una tendencia a empeorar el resultado obtenido al aumentar a y p . En cuanto a la velocidad de corte, su influencia es menor. Además, la presencia de signos positivos y negativos en los términos de segundo y primer orden que acompañan a v dificultan la interpretación de la evolución de Ra con v .

Modelos parecidos son los obtenidos por Bartaya et al. [46], y por Asiltürk et al. [185], para el torneado con herramientas de carburo recubierto de acero AISI 4340 y AISI 304, respectivamente:

$$Ra = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p + k_{12} \cdot v \cdot a + k_{13} \cdot v \cdot p + k_{23} \cdot a \cdot p + k_{11} \cdot v^2 + k_{22} \cdot a^2 + k_{33} \cdot p^2 \quad (2.46)$$

donde v es la velocidad de corte, a es el avance, p la profundidad de corte y los k_i , k_{ij} , y k_{ji} , son constantes.

Los valores obtenidos para las constantes, al ajustar el modelo a los datos experimentales, indican que el parámetro que más influye sobre el resultado de Ra es el avance, seguido de la profundidad de corte. Por otro lado, desaparecen los términos asociados a la velocidad de corte, por lo que se puede decir que su influencia es despreciable. El mayor valor de la constante que acompaña al término cuadrático del avance indica un aumento de Ra con a . Sin embargo, la tendencia de Ra con p es de difícil interpretación a partir del modelo propuesto, dado el cambio de signo presente en el término lineal y cuadrático que acompañan a p , siendo del mismo orden de magnitud.

Davim [186] recurre a técnicas TG para evaluar la influencia relativa de los parámetros de corte sobre el valor de Ra , en operaciones de torneado de acero con herramientas de carburo recubierto, utilizando regresión lineal múltiple para la obtención de la correlación entre las variables:

$$Ra = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p \quad (2.47)$$

donde v es la velocidad de corte, a es el avance, p la profundidad de corte y k_0 , k_1 , k_2 , y k_3 , son constantes.

De igual forma, el ajuste del modelo indica que el parámetro determinante en el valor de Ra es el avance, siendo mucho menor la influencia de la profundidad de corte.

Curiosamente, en este caso aumentos en la profundidad de corte implican una mejora en Ra , en contra de lo expuesto en la mayoría de modelos. Por otra parte, la influencia de la velocidad de corte es prácticamente despreciable.

De igual forma, Suresh et al. [49] estudian esa correlación en el caso del torneado de acero AISI 4340 con herramientas de carburo multicapa, utilizando el siguiente modelo de regresión lineal múltiple:

$$Ra = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p + k_{12} \cdot v \cdot a + k_{13} \cdot v \cdot p + k_{23} \cdot a \cdot p \quad (2.48)$$

donde v es la velocidad de corte, a es el avance, p la profundidad de corte y los k_i y k_{ij} son constantes.

Coincidiendo con los modelos vistos hasta ahora, una vez obtenido el ajuste, se observa que el avance es el parámetro determinante en el resultado final de Ra . La profundidad de corte presenta una influencia mucho menor, coincidiendo con [186] en cuanto a la tendencia a reducirse el valor de Ra con p . De igual forma, la velocidad de corte tiene un efecto despreciable.

Otros investigadores consideran importante la inclusión en estos modelos de variables relacionadas con aspectos geométricos de la herramienta de corte. Así, Aggarwal et al. [187] realizan un estudio de la influencia los parámetros de corte y del radio de redondeo de la herramienta sobre Ra , haciendo uso de técnicas MSR, para el caso del torneado de acero AISI P-20 con herramientas de carburo recubierto con TiN, en condiciones de refrigeración criogénica. El modelo de predicción propuesto es un polinomio de segundo orden:

$$Ra = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p + k_4 \cdot r + k_{13} \cdot v \cdot p + k_{23} \cdot a \cdot p + k_{24} \cdot a \cdot r + k_{22} \cdot a^2 + k_{44} \cdot r^2 \quad (2.49)$$

donde v es la velocidad de corte, a es el avance, p la profundidad de corte, r es el radio de punta de la herramienta y los k_i , k_{ij} y k_{ij} son constantes.

Coincidiendo con lo visto hasta ahora, los valores de las constantes y los exponentes, obtenidos en el ajuste, indican que el valor de Ra se encuentra influenciado principalmente por el avance. El efecto de la profundidad de corte, la velocidad de corte y el radio de redondeo pueden considerarse despreciables, frente a la influencia del avance.

Igualmente, Al-hamari [121], incorpora el radio de punta de la herramienta al modelo de predicción, para el caso de torneado de acero AISI 302. En este caso se comparan dos modelos: uno de tipo potencial (2.50), obtenido mediante regresión lineal múltiple (FbF), y otro de tipo polinómico (2.51), obtenido mediante técnicas MSR, concluyendo que este último se ajusta mejor a los datos experimentales.

$$Ra = K \cdot v^x \cdot a^y \cdot p^z \cdot r^w \quad (2.50)$$

$$Ra = k_0 + k_1 \cdot a + k_2 \cdot r + k_{12} \cdot a \cdot r \quad (2.51)$$

donde v es la velocidad de corte, a es el avance, p la profundidad de corte, r es el radio de punta de la herramienta y x, y, z, w, k_i , y k_{ij} , son constantes.

El ajuste del modelo revela resultados similares a los comentados hasta ahora. El avance es el parámetro más influyente, seguido del radio de punta de la herramienta, presentando la velocidad de corte y la profundidad de corte una influencia menor. En este caso, aumentos en el radio de punta de herramienta repercuten en una reducción del valor de Ra .

Por su parte, Noordin et al. [123], haciendo uso de técnicas MSR, obtienen un modelo que tiene en cuenta el ángulo de posición principal de la herramienta, para el caso del torneado de acero AISI 1045 con herramientas de carburo recubierto:

$$Ra = k_0 + k_1 \cdot a + k_2 \cdot SCEA + k_{22} \cdot SCEA^2 + k_{12} \cdot a \cdot SCEA \quad (2.52)$$

donde a es el avance, $SCEA$ es el ángulo de posición de filo principal de la herramienta y los k_i, k_{ii} , y k_{ij} , son constantes.

El ajuste del modelo indica que el valor de Ra presenta una tendencia a aumentar al aumentar el ángulo de posición del filo principal de la herramienta, presentando el avance una influencia algo superior.

Por otro lado, en otros estudios se considera relevante incorporar el tiempo de mecanizado como variable de predicción del valor final de la rugosidad. Así, Gaitonde et al. [51], haciendo uso de técnicas de DoE, obtienen un modelo polinómico de segundo grado que obtiene el valor de Ra en función de la profundidad de corte y del tiempo de mecanizado, para el caso de torneado de acero AISI D2 con herramientas cerámicas:

$$Ra = k_0 + k_1 \cdot p + k_2 \cdot t + k_{12} \cdot p \cdot t + k_{11} \cdot p^2 + k_{22} \cdot t^2 \quad (2.53)$$

donde p es la profundidad de corte, t es el tiempo de mecanizado y los k_i, k_{ii} , y k_{ij} , son constantes.

Los valores de las constantes, obtenidas tras el ajuste, indican que la profundidad de corte tiene una mayor repercusión sobre Ra que el tiempo de mecanizado. Por otro lado, los valores lineales y los cuadráticos presentan distinto signo, lo cual dificulta la interpretación del modelo en cuanto a la tendencia de la variable de salida con respecto a las variables de entrada estudiadas.

De igual forma, Suresh et al. [48], haciendo uso de técnicas MSR, obtienen un modelo similar a (2.53), que incorpora el tiempo de corte como variable de influencia, así como el avance y la velocidad de corte, para el caso del torneado de acero AISI 4340 con herramientas de carburo recubierto:

$$Ra = k_0 + k_1 \cdot v + k_2 \cdot a + k_3 \cdot p + k_4 \cdot t + k_{12} \cdot v \cdot a + k_{13} \cdot v \cdot p + k_{14} \cdot v \cdot t + k_{23} \cdot a \cdot p + k_{24} \cdot a \cdot t + k_{34} \cdot p \cdot t + k_{11} \cdot v^2 + k_{22} \cdot a^2 + k_{33} \cdot p^2 + k_{44} \cdot t^2 \quad (2.54)$$

donde v es la velocidad de corte, a es el avance, p es la profundidad de corte, t es el tiempo de mecanizado y los k_i , k_{ii} , y k_{ij} , son constantes.

Coincidiendo con los visto hasta ahora, el resultado del ajuste revela que el avance es la variable controlante de Ra , siendo la influencia de la profundidad de corte menor. El efecto del tiempo de mecanizado y de la velocidad de corte se puede considerar prácticamente despreciable.

Por su parte, Kopac et al. [188] establecen un modelo que tiene en cuenta la dureza del material a mecanizar y del material de la herramienta, en el torneado en seco de aceros con herramientas cerámicas:

$$Ra = 10^{\frac{\eta}{n}} \quad (2.55)$$

donde η es parámetro que contempla la interacción entre las variables de interés (velocidad de corte, profundidad de corte, dureza de la pieza y dureza de la herramienta) y n el número de repeticiones de los experimentos.

En conclusión, independiente del tipo de ecuación utilizada (potencial, polinómico,...) y del número de variables de entrada contempladas, todos los modelos coinciden en que el avance es el parámetro que determina el valor de Ra . Por esta razón, y dada la escasa influencia que presentan, en general, el resto de parámetros sobre el valor de Ra , los ensayos y los modelos propuestos podrían simplificarse, incluyendo de forma exclusiva el valor del avance y, en ciertos casos, de la velocidad de corte o de la profundidad de corte. Esto hace que la principal ventaja que presenta la experimentación haciendo uso de DoE se vea diluida, dada la reducción en el número de variables a contemplar, por lo que en este sentido no presentan una mayor ventaja respecto de la experimentación FbF.

Por el contrario, presentan algunos inconvenientes. Por un lado, tal y como se ha comentado, algunos investigadores argumentan la necesidad de realizar estudios sistemáticos mediante técnicas FbF, debido a la aparición de singularidades en los resultados bajo determinadas combinaciones de parámetros, que mediante DoE podrían pasar desapercibidas. Además, se ha puesto de manifiesto la dificultad que presentan los modelos polinómicos, típicos en DoE, a la hora de interpretar el comportamiento del valor de Ra en función de alguna de las variables de entrada, tal y como se ha comentado para el caso de la fuerza de corte y del desgaste y vida de la herramienta.

2.3.3.1.4. Modelos basados en técnicas de inteligencia artificial

Finalmente, el último grupo de modelos predictivos es el basado en el uso de técnicas de inteligencia artificial (*Artificial Intelligence*, AI). Este tipo de técnicas se

basan en simular la forma en la que los humanos procesan, interpretan y toman decisiones en base a una determinada información, adaptándose a las condiciones cambiantes y aprendiendo de experiencias previas.

Las técnicas de AI están teniendo un enorme desarrollo en los últimos años, gracias a la evolución exponencial de los medios de computación [153,162]. Dentro de este tipo de técnicas se pueden enmarcar las *redes neuronales artificiales* (*Artificial Neuronal Networks*, ANN), los *algoritmos genéticos* (*Genetic Algorithms*, GA), la *lógica difusa* (*Fuzzy Logic*, FL) y los *sistemas expertos* [160,167].

Frente al resto de modelos estudios, suelen ser más útiles cuando los datos manejados no son homogéneos o no provienen de una muestra representativa del conjunto de la población. Por el contrario, presentan un elevado coste computacional, difícil de asumir por los PC's de sobremesa. Además, no siempre está garantizado su resultado para una determinada aplicación [189], por lo que su aplicación no aporta ventajas adicionales a las que presentan los métodos experimentales tradicionales.

2.3.3.2. Estudio paramétrico de las desviaciones macrogeométricas

Como se comentó con anterioridad, la mayoría de los estudios sobre calidad de acabado se centran en la evaluación de las desviaciones microgeométricas (rugosidad superficial), siendo escasos los que intentan evaluar la evolución de las desviaciones macrogeométricas respecto de los parámetros de corte, así como la obtención de modelos predictivos al respecto.

Así, Sánchez-Sola et al. [181], y Marcos et al. [190], realizan el estudio de la evolución de las desviaciones macrogeométricas (oscilación radial, redondez, paralelismo y rectitud) en función de la velocidad de corte y del avance, en el torneado en seco de la aleación de Al-Cu UNS A92024. Para ello recurren a métodos empíricos tradicionales (variar un factor cada vez), obteniendo un modelo paramétrico de tipo exponencial que permite predecir las desviaciones de forma en función de los parámetros de corte, de la forma:

$$DF = C \cdot e^{\sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 K_{ij} a^i v^j} \quad (2.56)$$

siendo DF las desviaciones de forma, a el avance, v la velocidad de corte y C e y constantes.

Por su parte, Sánchez-Sola [64] propone la misma expresión dada en (2.56), para el caso del mecanizado en seco de la aleación de Al-Zn UNS A97050.

Salguero et al. [55] realizan un estudio de la evolución de la rectitud y el paralelismo en función del avance y la velocidad de corte, para el caso del torneado en seco de la aleación de Titanio UNS R56400, encontrando que ambas desviaciones macrogeométricas crecen al aumentar la velocidad de corte o el avance.

Todas estas investigaciones parecen apuntar a una cierta relación entre la maquinabilidad del material y las desviaciones de forma, aunque esta relación no es tan clara como la existente con las desviaciones a nivel microgeométrico. Por otro lado, el avance deja de ser la variable con mayor influencia, pasando la velocidad de corte a tener una importancia similar, dependiendo del tipo de desviación de forma se controle y la forma de medirla.

En cualquier caso, los estudios al respecto son escasos, por lo que es necesario seguir investigando en ese sentido, dada la importancia de las desviaciones de forma en la funcionalidad de las piezas mecanizadas.

A modo de conclusión, se puede decir que el cumplimiento de los requisitos de calidad superficial de una pieza repercute de forma trascendental en la funcionalidad de las piezas mecanizadas y en su vida útil. Por ello, se hace necesario estudiar cuáles son los factores que influyen en la obtención de un nivel de calidad determinado. Estos factores son similares a los utilizados para evaluar la maquinabilidad de una determinada aleación. Por tanto, la calidad superficial puede ser utilizada como criterio de evaluación de dicha maquinabilidad.

Finalmente, en los procesos de mecanizado la calidad superficial se asocia a aspectos tanto microgeométricos como macrogeométricos de la superficie mecanizada. Sin embargo, normalmente se suelen imponer requisitos a nivel microgeométrico, habitualmente referidos a la rugosidad superficial, siendo la variable más utilizada en su evaluación la rugosidad media aritmética (R_a).

En este sentido, son multitud los estudios que proponen modelos de predicción de R_a en función de las variables de influencia y, por tanto, que permiten predecir el grado de maquinabilidad de una aleación. La mayoría de estos estudios coinciden en que el parámetro que influye de forma determinante sobre el valor de R_a es el avance.

Por el contrario, los estudios relacionados con la evolución de los parámetros macrogeométricos (rectitud, paralelismo, redondez, etc.) son escasos, aun siendo de gran importancia en la funcionalidad de la pieza.

2.3.4. Morfología de la viruta

Las características morfológicas de la viruta obtenida durante el mecanizado pueden afectar a la integridad superficial de la pieza mecanizada, a su precisión dimensional, a la vida de la herramienta y a la continuidad del proceso. Por ello, la monitorización y control de la viruta es un aspecto a tener en cuenta en la mejora del rendimiento de los procesos de mecanizado [132]. De este modo, es necesario estudiar qué variables afectan al proceso de formación de viruta y los valores de dichas variables que dan lugar a un tipo de morfología de viruta concreta [191].

Lo ideal sería obtener una tipología de viruta que se evacúe de la zona de corte de forma fácil y segura, de forma que no afecte a la integridad superficial de la pieza ni a la integridad de la herramienta y la máquina-herramienta [192]. Además, no debe alterar la estabilidad del proceso. La forma en que se segmenta la viruta puede dar lugar a vibraciones indeseables que originen fluctuaciones en la fuerza de corte y en la calidad superficial obtenida, además de poder originar un fallo prematuro de la herramienta como consecuencia de la aparición de vibraciones de alta frecuencia [193,194].

Por otro lado, hay que tener en cuenta la facilidad de manejo, almacenamiento, transporte y reciclado de la viruta. La creciente preocupación de la sociedad por la conservación del medioambiente ha dado lugar a la aparición de estrictas normas de reciclaje, que afectan al material de desecho de los procesos de fabricación, pudiendo suponer este aspecto un factor decisivo en los costes de producción y en la competitividad de las empresas del sector [195].

La morfología de viruta obtenida depende fundamentalmente de los parámetros de corte (velocidad de corte, avance y profundidad de corte), de la geometría de la herramienta y su posición relativa con respecto a la pieza, y de las propiedades del material a mecanizar. En este sentido, se encuentran numerosos estudios destinados a determinar su influencia sobre el proceso de formación de viruta [196,197].

Existen diversos criterios que intentan realizar una clasificación de la viruta, estableciendo una relación con los parámetros de corte aplicados, así como con los resultados obtenidos. Los más habituales son aquellos que la clasifican teniendo en cuenta el mecanismo de deformación y fractura de la misma, o aquellos que atienden a su tamaño y forma [198].

Independientemente del criterio utilizado, se pueden distinguir dos superficies claramente diferenciadas en la viruta: la primera de ellas es la que ha estado en contacto con la cara de desprendimiento de la herramienta, presenta un aspecto brillante o bruñido debido al rozamiento; la segunda, que no ha estado en contacto con la herramienta, presenta un aspecto irregular y áspero [17].

Atendiendo al criterio de clasificación basado en la forma en la que el material se deforma y fractura, se tienen los siguientes tipos de viruta, Figura 2.22: fragmentada, continua, y segmentada.

La viruta fragmentada aparece normalmente cuando se aplica una fuerza que supera el límite de rotura del material. Las bajas velocidades de corte, los altos avances y profundidades de corte y la elevada fricción viruta-herramienta promueven la aparición de este tipo de viruta. Debido a su discontinuidad, originan fluctuaciones en las fuerzas de corte, existiendo tendencia a la vibración. La superficie mecanizada suele presentar un aspecto irregular, por lo que suele ir asociada a pobres acabados superficiales. Por otro lado, este tipo de viruta se evacua de forma fácil de la zona de corte y es fácil de recoger y almacenar para su posterior reciclado [16,17,198].

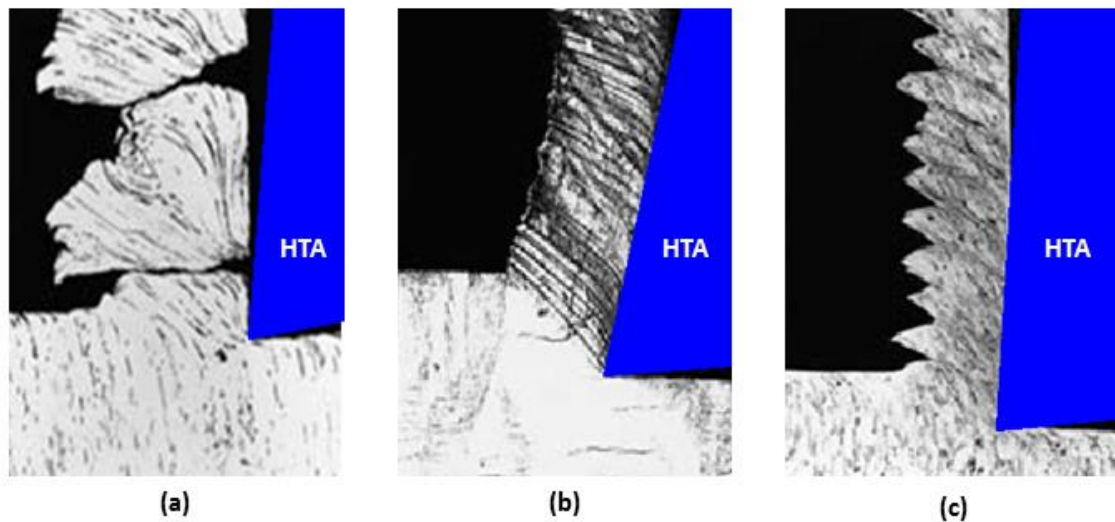


Figura 2.22. Tipos de viruta: (a) Fragmentada; (b) Continua; (c) Segmentada. Adaptada de [17]

La viruta continua se origina por cizalladura pura del material al deslizar por la cara de desprendimiento, cuando se mecanizan materiales dúctiles con velocidades de corte medias o altas, y con avances y profundidades de corte moderadas. La reducción del rozamiento herramienta-viruta y los filos de corte agudos también favorecen su aparición [16,17,198].

Aunque suelen ir acompañadas de un buen acabado superficial, no son siempre deseables. En ocasiones este tipo de viruta tiende a enredarse en el portaherramientas, la pieza o el propio cabezal de la máquina, formando los denominados “nidos de viruta”, Figura 2.23, que pueden dar lugar a interrupciones en el proceso de corte y a un deterioro de la calidad superficial de la pieza mecanizada [64,132,196]. Este aspecto suele tener especial importancia en las operaciones de taladrado, limitando la profundidad de pasada máxima [199].

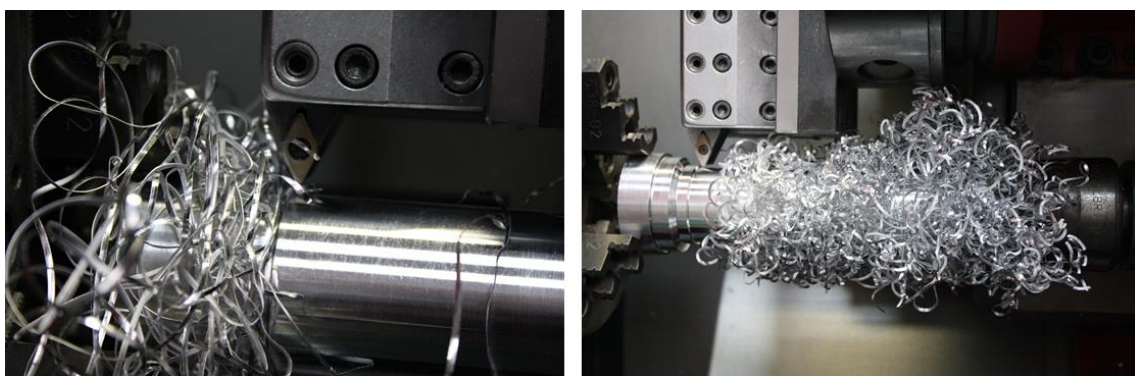


Figura 2.23. Formación de nidos de viruta durante el mecanizado de la aleación de Al-Zn UNS A97050

Las virutas segmentadas son virutas semicontinuas, con aspecto de diente de sierra, que suelen aparecer en el mecanizado de materiales con baja conductividad térmica y cuya resistencia disminuye rápidamente con la temperatura [17]. Este tipo de viruta es característica del mecanizado de aleaciones de titanio. Suele provocar

variaciones periódicas en las fuerzas de corte que repercuten de forma negativa en el acabado superficial y en el desgaste de la herramienta [193].

Otro criterio habitual de clasificación de la viruta es el reflejado en la norma ISO 3685 [200], basado en el tamaño y forma de la viruta. En ella se clasifican las virutas en ocho grupos, atendiendo a su forma. Cada uno de esos grupos se subdivide a su vez en subgrupos en función del tamaño y sus características físicas (Tabla 2.2).

Adicionalmente, para cierto tipo de virutas, se indica la dirección del flujo de la viruta y su forma de rotura, Figura 2.24.

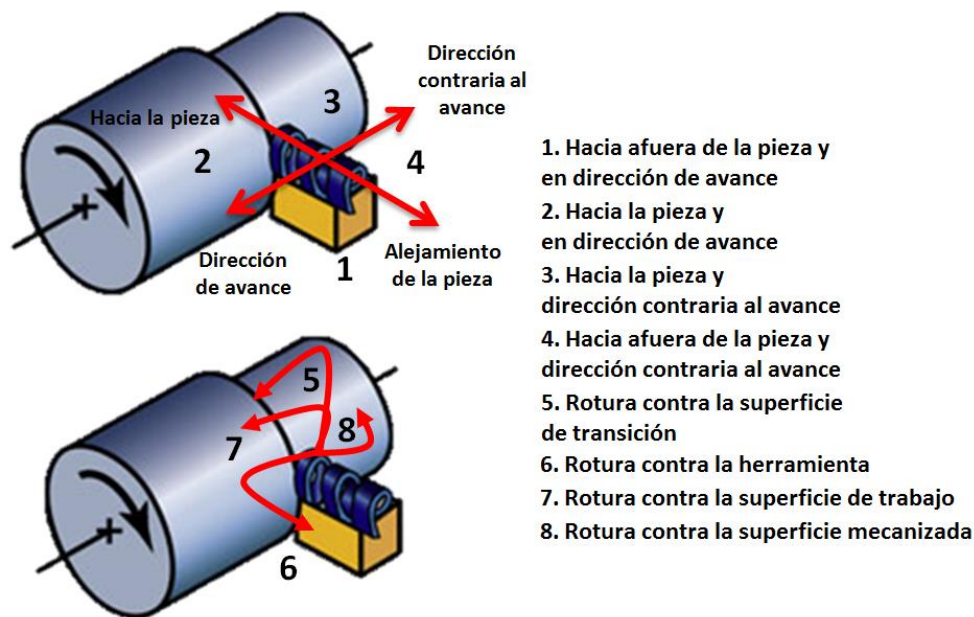








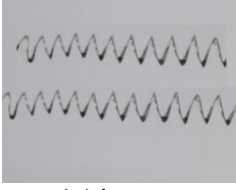
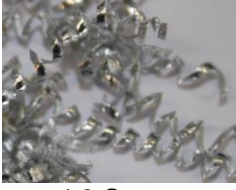










Figura 2.24. Clasificación de la viruta según su dirección de salida. Adaptada de [200]

Tradicionalmente esta clasificación se ha utilizado como criterio de maquinabilidad debido a su estrecha relación con la calidad de acabado superficial obtenida. De esta forma, la obtención de virutas cortas era asimilada con una aleación con maquinabilidad favorable. Por el contrario, la obtención de virutas largas o enredadas equivalía a una aleación con una maquinabilidad desfavorable.

Sin embargo, hay que tener en cuenta que esta norma está basada en resultados experimentales realizados sobre piezas de acero y fundición. De este modo, diversos estudios demuestran que, en el caso de las aleaciones de aluminio, esta equivalencia no es válida. Por ello, la tipología de viruta no debe utilizarse, en el caso de las aleaciones de aluminio, como criterio de maquinabilidad, siendo necesario un estudio individualizado para cada caso [64,132].

Tabla 2.2. Tipología de viruta según ISO 3685 [200]

1 Planas			
	1.1 Largas	1.2 Cortas	1.3 Enmarañadas
2 Tubulares			
	2.1 Largas	2.2 Cortas	2.3 Enmarañadas
3 Espirales			
	3.1 Planas	3.2 Cónicas	
4 Helicoidales			
	4.1 Largas	4.2 Cortas	4.3 Enmarañadas
5 Helicoidal cónica			
	5.1 Largas	5.2 Cortas	5.3 Enmarañadas
6 Arqueadas			
	6.1 Sueltas	6.2 Conectadas	
7 Fragmentadas			
8 Aciculares			

2.4. Conclusiones

En la evaluación del rendimiento de los procesos de mecanizado es necesario tener en cuenta distintos aspectos: funcionales, económicos, energéticos y medioambientales. La mejora de este rendimiento está íntimamente ligada al conocimiento de la maquinabilidad de una aleación.

Aunque no existe un consenso en la definición de maquinabilidad, la más aceptada hace referencia a la facilidad que presenta una aleación para ser mecanizada. Esta maquinabilidad depende de un gran número de variables, tanto de entrada como de salida al proceso, siendo su estudio complejo. Para simplificar este estudio se suelen utilizar criterios para su evaluación basados en las variables de salida del proceso, estudiadas de forma individual.

Gran parte de los estudios existentes al respecto suelen estar basados en la experimentación. En la mayoría de ellos se intenta establecer modelos paramétricos que permitan prever el comportamiento de la maquinabilidad, en base a un criterio determinado, en función de las variables de entrada, con el objetivo de mejorar el rendimiento del mecanizado.

Habitualmente, se suele recurrir a fijar determinadas variables de entrada, como el material a mecanizar, la herramienta de corte, las condiciones de lubricación o el proceso de corte, siendo frecuente el estudio de una única variable de salida en función de los parámetros de corte (v , a y p). A partir de esa variable de salida (fuerza de corte, temperatura de corte, desgaste y vida de la herramienta, calidad superficial o morfología de la viruta) se define un criterio para la evaluación de la maquinabilidad.

Para realizar los estudios de maquinabilidad, se suele recurrir a métodos de tipo analítico o a métodos basados en la experimentación. Los métodos analíticos presentan gran complejidad, debido al gran número de variables que intervienen en estos procesos. Por ello, se suele recurrir a simplificaciones que derivan en resultados que se alejan frecuentemente del comportamiento real de la aleación estudiada. Esto hace que se recurra en la mayoría de los casos a estudios basados en la experimentación.

La mayoría de los estudios que aplican la metodología experimental se basan bien en técnicas de experimentación tradicional (FbF), bien en técnicas de diseño de experimentos (DoE). Los estudios basados en DoE presentan la ventaja de reducir el tiempo y coste en experimentación. Sin embargo, muchos investigadores desaconsejan su uso en los estudios de maquinabilidad de aleaciones que presentan singularidades en su comportamiento, que el método de DoE podría pasar por alto.

Gran parte de estos estudios buscan la obtención de modelos paramétricos que permitan pronosticar la maquinabilidad de una aleación en función de las variables de entrada al proceso, generalmente los parámetros de corte. Entre los distintos modelos matemáticos empleados, los más frecuentes son los de tipo potencial y polinómico. Todo parece indicar que los modelos potenciales presentan una mayor

robustez desde el punto de vista de la interpretación de la evolución de la maquinabilidad en función de cada una de las variables consideradas, frente a los polinómicos, de más difícil interpretación (obtenidos generalmente durante el uso de técnicas de DoE).

De entre los distintos criterios utilizados para evaluar la maquinabilidad de las aleaciones metálicas, uno de los más utilizados es el basado en la calidad de acabado de las piezas mecanizadas. En los procesos de mecanizado, el estudio de esta calidad implica tanto aspecto microgeométricos como macrogeométricos, siendo los más estudiados los basados en la obtención del perfil de rugosidad. En este caso, la variable empleada para su evaluación suele ser la rugosidad media aritmética, R_a .

Sobre los aspectos macrogeométricos (desviaciones de forma), aun teniendo una enorme importancia en el comportamiento en servicio de las piezas mecanizadas, son menos utilizados como criterio de maquinabilidad, siendo escasos los estudios al respecto.

La necesidad de utilizar técnicas y procesos de fabricación respetuosos con el medioambiente y la salud está llevando a las empresas del sector a la ejecución de mecanizados en ausencia de fluidos de corte (*Dry machining*). Este tipo de mecanizado genera condiciones de corte muy desfavorables, que dan lugar a desviaciones con respecto a los objetivos planteados en estos procesos de fabricación.

Por ello, se hace necesario un estudio y mejora de este tipo de procesos, basados normalmente en la mejora de las herramientas utilizadas y en la correcta selección de los parámetros de corte.

2.5. Referencias

- [1] Salguero, J.: Análisis, Evaluación y Propuestas de Mejora del Rendimiento del Mecanizado de Alta Velocidad de Aleaciones de Aluminio de Interés en la Industria Aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
- [2] Kappmeyer, G., Hubig, C., Hardy, M., Witty, M., Busch, M.: Modern Machining of Advanced Aerospace Alloys - Enabler for Quality and Performance. *Procedia CIRP*, Vol. 1 (2012), pp. 28-43.
- [3] Rajemi, M.F., Mativenga, P.T., Aramcharoen, A.: Sustainable machining: selection of optimum turning conditions based on minimum energy considerations. *Journal of Cleaner Production*, Vol. 18 (2010), pp. 1059-1065.
- [4] Soković, M., Mijanović, K.: Ecological aspects of the cutting fluids and its influence on quantifiable parameters of the cutting processes. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 109 (2001), pp. 181-189.

- [5] Shokrani, A., Dhokia, V., Newman, S.T.: Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 57 (2012), pp. 83-101.
- [6] Ponce, M.B., Rondan, S., Sebastian, M.A., Gomez, A., Mayuet, P.F., Marcos, M.: *Energy Lifecycle Management: a New Concept for Managing the Energy Efficiency in Manufacturing Processes*. Proceedings of 22nd International DAAAM Symposium, Vienna (Austria) 2011.
- [7] Pusavec, F., Kramar, D., Krajnik, P., Kopac, J.: Transitioning to sustainable production – part II: evaluation of sustainable machining technologies. *Journal of Cleaner Production*, Vol. 18 (2010), pp. 1211-1221.
- [8] Pusavec, F., Krajnik, P., Kopac, J.: Transitioning to sustainable production – Part I: application on machining technologies. *Journal of Cleaner Production*, Vol. 18 (2010), pp. 174-184.
- [9] Ernst, H.: *Physics of Metal Cutting*. ASME, Cleveland, Ohio (USA), 1938.
- [10] Boulger, F.W.: *Machining, theory and practice*. Paper 69. Cleveland, Ohio (USA), 1950.
- [11] Boston. *Machinability of ordnance steels*. Soc. of Automotive Engrs. Paper no. SP-123 (1958).
- [12] Trent, E.M., Wright, J.R.: *Metal cutting*, 4th ed. Butterworth-Heinemann, 2000.
- [13] Childs, T.: *Metal machining theory and applications*. John Wiley & Sons, New York (USA), 2000.
- [14] Stephenson, D.A., Agapiou, D.A.S.J.S.: *Metal Cutting Theory And Practice*. Taylor & Francis Group, 2006.
- [15] *ASM Handbook: Vol.16, Machining*. ASM International, Materials Park, Ohio (USA), 1995.
- [16] Groover, M.P.: *Fundamentals of modern manufacturing: materials, processes, and systems*. México, 1996.
- [17] Kalpakjian, S.: *Manufacturing processes for engineering materials*, 5th ed. Pearson Education, 1991.
- [18] Sánchez Carrilero, M., Marcos, M.: *Relaciones paramétricas en el mecanizado*, 1 ed. Servicio de publicaciones de la UCA, Cádiz, 1994.
- [19] Ezugwu, E.O., Bonney, J., Yamane, Y.: An overview of the machinability of aeroengine alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 134 (2003), pp. 233-253.
- [20] Enache, S., Strâjescu, E., Opran, C., Minciu, C., Zamfirache, M.: Mathematical Model for the Establishment of the Materials Machinability*. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 44 (1995), pp. 79-82.
- [21] Grzesik, W.: Chapter Thirteen - Machinability of Engineering Materials, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 183-VII.

- [22] Boothroyd, G., Dewhurst, P., Knight, W.A.: Product design for manufacture and assembly. M. Dekker, New York (USA), 1994.
- [23] Campbell, F.C.: Chapter 2 - Aluminum, Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials, Elsevier Science, Oxford, 2006, pp. 15-92.
- [24] Pereira, A.A., Boehs, L., Guesser, W.L.: The influence of sulfur on the machinability of gray cast iron FC25. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 179 (2006), pp. 165-171.
- [25] Tash, M., Samuel, F.H., Mucciardi, F., Doty, H.W., Valtierra, S.: Effect of metallurgical parameters on the machinability of heat-treated 356 and 319 aluminum alloys. Materials Science and Engineering: A, Vol. 434 (2006), pp. 207-217.
- [26] Akasawa, T., Sakurai, H., Nakamura, M., Tanaka, T., Takano, K.: Effects of free-cutting additives on the machinability of austenitic stainless steels. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 143-144 (2003), pp. 66-71.
- [27] Chandrasekaran, H., M'Saoubi, R.: Improved Machinability in Hard Milling and Strategies for Steel Development. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 55 (2006), pp. 93-96.
- [28] Medvedeva, A., Bergström, J., Gunnarsson, S., Krakhmalev, P., Nordh, L.G.: Influence of nickel content on machinability of a hot-work tool steel in prehardened condition. Materials and Design, Vol. 32 (2011), pp. 706-715.
- [29] Ozcatalbas, Y., Ercan, F.: The effects of heat treatment on the machinability of mild steels. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 136 (2003), pp. 227-238.
- [30] Şeker, U., Hasirci, H.: Evaluation of machinability of austempered ductile irons in terms of cutting forces and surface quality. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 173 (2006), pp. 260-268.
- [31] Zedan, Y., Alkahtani, S.: Influence of the microstructure on the machinability of heat-treated Al-10.8% Si cast alloys: Role of copper-rich intermetallics. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 213 (2013), pp. 167-179.
- [32] Zedan, Y., Samuel, F.H., Samuel, A.M., Doty, H.W.: Effects of Fe intermetallics on the machinability of heat-treated Al-(7-11)% Si alloys. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 210 (2010), pp. 245-257.
- [33] Nayyar, V., Kaminski, J., Kinnander, A., Nyborg, L.: An Experimental Investigation of Machinability of Graphitic Cast Iron Grades; Flake, Compacted and Spheroidal Graphite Iron in Continuous Machining Operations. Procedia CIRP, Vol. 1 (2012), pp. 488-493.
- [34] Armendia, M., Osborne, P., Garay, A., Belloso, J., Turner, S., Arrazola, P.J.: Influence of Heat Treatment on the Machinability of Titanium Alloys. Materials and Manufacturing Processes, Vol. 27 (2011), pp. 457-461.
- [35] Khanna, N., Garay, A., Iriarte, L.M., Soler, D., Sangwan, K.S., Arrazola, P.J.: Effect of heat Treatment Conditions on the Machinability of Ti64 and Ti54M Alloys. Procedia CIRP, Vol. 1 (2012), pp. 477-482.

- [36] Cakir, M.C., Isik, Y.: Investigating the machinability of austempered ductile irons having different austempering temperatures and times. *Materials and Design*, Vol. 29 (2008), pp. 937-942.
- [37] Rashad, R.M., El-Hossainy, T.M.: Machinability of 7116 Structural Aluminum Alloy. *Materials and Manufacturing Processes*, Vol. 21 (2006), pp. 23-27.
- [38] Demir, H., Gündüz, S.: The effects of aging on machinability of 6061 aluminium alloy. *Materials and Design*, Vol. 30 (2009), pp. 1480-1483.
- [39] Campbell, F.C.: *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials*. Elsevier Science, Oxford, 2006.
- [40] Zhou, J.M., Bushlya, V., Stahl, J.E.: An investigation of surface damage in the high speed turning of Inconel 718 with use of whisker reinforced ceramic tools. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 212 (2012), pp. 372-384.
- [41] Bushlya, V., Zhou, J., Ståhl, J.E.: Effect of Cutting Conditions on Machinability of Superalloy Inconel 718 During High Speed Turning with Coated and Uncoated PCBN Tools. *Procedia CIRP*, Vol. 3 (2012), pp. 370-375.
- [42] Korkut, I., Donertas, M.A.: The influence of feed rate and cutting speed on the cutting forces, surface roughness and tool-chip contact length during face milling. *Materials and Design*, Vol. 28 (2007), pp. 308-312.
- [43] Yousefi, R., Ichida, Y.: A study on ultra-high-speed cutting of aluminium alloy:: Formation of welded metal on the secondary cutting edge of the tool and its effects on the quality of finished surface. *Precision Engineering*, Vol. 24 (2000), pp. 371-376.
- [44] Sánchez Carrilero, M., Marcos Bárcena, M., Álvarez Alcón, M., Sánchez López, M., Contreras Samper, J.P.: Relaciones paramétricas asociadas a la maquinabilidad de aleaciones de aluminio-cobre. *Anales de Ingeniería Mecánica*, Vol. 11 (1997), pp. 59-66.
- [45] Newman, S.T., Nassehi, A., Imani-Asrai, R., Dhokia, V.: Energy efficient process planning for CNC machining. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, Vol. 5 (2012), pp. 127-136.
- [46] Bartarya, G., Choudhury, S.K.: Effect of Cutting Parameters on Cutting Force and Surface Roughness During Finish Hard Turning AISI52100 Grade Steel. *Procedia CIRP*, Vol. 1 (2012), pp. 651-656.
- [47] Sivaraman, V., Sankaran, S., Vijayaraghavan, L.: Machinability of Multiphase Microalloyed Steel. *Procedia CIRP*, Vol. 2 (2012), pp. 55-59.
- [48] Suresh, R., Basavarajappa, S., Gaitonde, V.N., Samuel, G.L.: Machinability investigations on hardened AISI 4340 steel using coated carbide insert. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Vol. 33 (2012), pp. 75-86.
- [49] Suresh, R., Basavarajappa, S., Samuel, G.L.: Some studies on hard turning of AISI 4340 steel using multilayer coated carbide tool. *Measurement*, Vol. 45 (2012), pp. 1872-1884.
- [50] Avishan, B., Yazdani, S., Jalali Vahid, D.: The influence of depth of cut on the machinability of an alloyed austempered ductile iron. *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 523 (2009), pp. 93-98.

- [51] Gaitonde, V.N., Karnik, S.R., Figueira, L., Paulo Davim, J.: Machinability investigations in hard turning of AISI D2 cold work tool steel with conventional and wiper ceramic inserts. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Vol. 27 (2009), pp. 754-763.
- [52] Isik, Y.: Investigating the machinability of tool steels in turning operations. *Materials and Design*, Vol. 28 (2007), pp. 1417-1424.
- [53] Kumar Sahoo, A., Sahoo, B.: Performance studies of multilayer hard surface coatings (TiN/TiCN/Al₂O₃/TiN) of indexable carbide inserts in hard machining: Part-II (RSM, grey relational and techno economical approach). *Measurement* (in press).
- [54] Thakur, D.G., Ramamoorthy, B., Vijayaraghavan, L.: Study on the machinability characteristics of superalloy Inconel 718 during high speed turning. *Materials and Design*, Vol. 30 (2009), pp. 1718-1725.
- [55] Salguero, J., Gerez, J., Batista, M., Garófano, J.E., Marcos, M.: A study of macrogeometrical deviations in the dry turning of UNS R56400 Ti Alloy. *Applied Mechanics and Materials*, Vol. 152-154 (2012), pp. 613-617.
- [56] Maranhão, C., Paulo Davim, J.: Finite element modelling of machining of AISI 316 steel: Numerical simulation and experimental validation. *Simulation Modelling Practice and Theory*, Vol. 18 (2010), pp. 139-156.
- [57] Umbrello, D.: Finite element simulation of conventional and high speed machining of Ti6Al4V alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 196 (2008), pp. 79-87.
- [58] Arrazola, P.J., Ugarte, D., Domínguez, X.: A new approach for the friction identification during machining through the use of finite element modeling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 48 (2008), pp. 173-183.
- [59] Guo, Y.B., Yen, D.W.: A FEM study on mechanisms of discontinuous chip formation in hard machining. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 155-156 (2004), pp. 1350-1356.
- [60] Abukhshim, N.A., Mativenga, P.T., Sheikh, M.A.: Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46 (2006), pp. 782-800.
- [61] Devore, J.L.: *Probability & Statistics for Engineering and the Sciences*. Brooks/Cole, 2012.
- [62] Design of experiments in metal cutting tests, en: P.A. Viktor (Ed.) *Tribology and Interface Engineering Series*, Elsevier, 2006, pp. 276-325.
- [63] Kuehl, R.O.: *Design of Experiments: Statistical Principles of Research Design and Analysis*. Brooks/Cole, 2000.
- [64] Sánchez Sola, J.M.: *Análisis Paramétrico del Mecanizado de Aleaciones de Aluminio. Relación con la Topografía de las Muestras Mecanizadas*. Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Educación a Distancia, Madrid, 2004.
- [65] Siow, P.C., A. Ghani, J., Ghazali, M.J., Jaafar, T.R., Selamat, M.A., Che Haron, C.H.: Characterization of TiCN and TiCN/ZrN coatings for cutting tool application. *Ceramics International*, Vol. 39 (2013), pp. 1293-1298.

- [66] Ceratizit: Hard materials matters. URL: <http://www.ceratizit.com/>
- [67] Grzesik, W.: Chapter Four - Cutting Tool Materials, Advanced Machining Processes of Metallic Materials, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 27-I.
- [68] Grigoriev, S.N., Vereschaka, A.A., Vereschaka, A.S., Kutin, A.A.: Cutting Tools Made of Layered Composite Ceramics with Nano-Scale Multilayered Coatings. Procedia CIRP, Vol. 1 (2012), pp. 301-306.
- [69] Zhang, S., Li, J.F., Wang, Y.W.: Tool life and cutting forces in end milling Inconel 718 under dry and minimum quantity cooling lubrication cutting conditions. Journal of Cleaner Production, Vol. 32 (2012), pp. 81-87.
- [70] Garcia, J., Pitonak, R.: The role of cemented carbide functionally graded outer-layers on the wear performance of coated cutting tools. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, Vol. 36 (2013), pp. 52-59.
- [71] Morehead, M., Huang, Y., Ted Hartwig, K.: Machinability of ultrafine-grained copper using tungsten carbide and polycrystalline diamond tools. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 47 (2007), pp. 286-293.
- [72] Kopač, J.: Influence of cutting material and coating on tool quality and tool life. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 78 (1998), pp. 95-103.
- [73] de Oliveira, V.V., Beltrão, P.A.d.C., Pintaude, G.: Effect of tool geometry on the wear of cemented carbide coated with TiAlN during drilling of compacted graphite iron. Wear, Vol. 271 (2011), pp. 2561-2569.
- [74] Yen, Y.-C., Jain, A., Altan, T.: A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 146 (2004), pp. 72-81.
- [75] Endres, W.J., Kountanya, R.K.: The Effects of Corner Radius and Edge Radius on Tool Flank Wear. Journal of Manufacturing Processes, Vol. 4 (2002), pp. 89-96.
- [76] Sutter, G., Ranc, N.: Temperature fields in a chip during high-speed orthogonal cutting—An experimental investigation. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 47 (2007), pp. 1507-1517.
- [77] Kelly, J.F., Cotterell, M.G.: Minimal lubrication machining of aluminium alloys. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 120 (2002), pp. 327-334.
- [78] Grzesik, W.: Chapter Nine - Heat in Metal Cutting, Advanced Machining Processes of Metallic Materials, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 127-VI.
- [79] Zhang, S., Liu, Z.: A new approach to cutting temperature prediction considering the diffusion layer in coated tools. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 49 (2009), pp. 619-624.
- [80] Bacci da Silva, M., Wallbank, J.: Cutting temperature: prediction and measurement methods—a review. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 88 (1999), pp. 195-202.
- [81] Wanigaratne, P.C., Kardekar, A.D., Dillon, O.W., Poulachon, G., Jawahir, I.S.: Progressive tool-wear in machining with coated grooved tools and its correlation with cutting temperature. Wear, Vol. 259 (2005), pp. 1215-1224.

- [82] Sánchez-Sola, J.M., Sebastián, M.A., Carrilero, M.S., González, J.M., Marcos, M.: Characterisation of the Built-Up Edge and the Built-Up Layer in the machining process of AA7050 alloy. *Rev. Metal* (2005), pp. 365-368.
- [83] Shaw, M.C.: *Metal Cutting Principles*. Oxford University Press, London (UK), 1984.
- [84] M'Saoubi, R., Chandrasekaran, H.: Investigation of the effects of tool micro-geometry and coating on tool temperature during orthogonal turning of quenched and tempered steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 44 (2004), pp. 213-224.
- [85] Kikuchi, M.: The use of cutting temperature to evaluate the machinability of titanium alloys. *Acta Biomaterialia*, Vol. 5 (2009), pp. 770-775.
- [86] Obikawa, T., Matsumura, T., Shirakashi, T., Usui, E.: Wear characteristic of alumina coated and alumina ceramic tools. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 63 (1997), pp. 211-216.
- [87] Bono, M., Ni, J.: The location of the maximum temperature on the cutting edges of a drill. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46 (2006), pp. 901-907.
- [88] Chan, C.L., Chandra, A.: A boundary element method analysis of the thermal aspects of metal cutting processes. *Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry*, Vol. 113 (1991), pp. 311-319.
- [89] Yvonnet, J., Umbrello, D., Chinesta, F., Micari, F.: A simple inverse procedure to determine heat flux on the tool in orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46 (2006), pp. 820-827.
- [90] Lefebvre, A., Lanzetta, F., Lipinski, P., Torrance, A.A.: Measurement of grinding temperatures using a foil/workpiece thermocouple. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 58 (2012), pp. 1-10.
- [91] Davoodi, B., Hosseinzadeh, H.: A new method for heat measurement during high speed machining. *Measurement*, Vol. 45 (2012), pp. 2135-2140.
- [92] Inasaki, I., Karpuschewski, B., Tonshoff, H.K.: *Sensors Monitoring in Manufacturing*. H.K. Tonshoff, I. Inasaki (Eds.), Weinheim (Germany), 2001.
- [93] Biermann, D., Kirschner, M., Pantke, K., Tillmann, W., Herper, J.: New coating systems for temperature monitoring in turning processes. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 215 (2013), pp. 376-380.
- [94] Wright, P.K., E.M. Trent. Metallographic methods of determining temperature gradients in cutting tools. *Journal of the Iron and Steel Institute*, Vol. 211 (1973), pp. 364-388.
- [95] Dasch, J.M., Ang, C.C., Wong, C.A., Waldo, R.A., Chester, D., Cheng, Y.T., Powell, B.R., Weiner, A.M., Konca, E.: The effect of free-machining elements on dry machining of B319 aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 4638-4644.
- [96] Dudzinski, D., Devillez, A., Moufki, A., Larrouquère, D., Zerrouki, V., Vigneau, J.: A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 44 (2004), pp. 439-456.

[97] Oberg, E., Jones, F.D., Horton, H.L., Ryffel, H.H.: Machinery's Handbook & Guide to Machinery's Handbook. Industrial Press (2004), pp. 1143–1146.

[98] Astakhov, V.P.: Tribology of Metal Cutting. Elsevier Science, 2006.

[99] López de Lacalle, L.N., Angulo, C., Lamikiz, A., Sánchez, J.A.: Experimental and numerical investigation of the effect of spray cutting fluids in high speed milling. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 172 (2006), pp. 11-15.

[100] Ley 22/2011, de 28 de julio, de residuos y suelos contaminados, BOE 181, 29 de julio de 2011.

[101] Directiva 2008/98/CE del Parlamento Europeo y del Consejo de 19 de noviembre de 2008 sobre los residuos y por la que se derogan determinadas Directivas (Texto pertinente a efectos del EEE).

[102] Diniz, A.E., Micaroni, R.: Cutting conditions for finish turning process aiming: the use of dry cutting. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42 (2002), pp. 899-904.

[103] Thepsonthi, T., Özel, T.: Experimental and finite element simulation based investigations on micro-milling Ti-6Al-4V titanium alloy: Effects of cBN coating on tool wear. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 213 (2013), pp. 532-542.

[104] Grzesik, W.: 15.2 - Dry and Semi-Dry Machining, Advanced Machining Processes of Metallic Materials, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 226-XI.

[105] Itoigawa, F., Childs, T.H.C., Nakamura, T., Belluco, W.: Effects and mechanisms in minimal quantity lubrication machining of an aluminum alloy. Wear, Vol. 260 (2006), pp. 339-344.

[106] Pusavec, F., Hamdi, H., Kopac, J., Jawahir, I.S.: Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy—Inconel 718. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 211 (2011), pp. 773-783.

[107] Hong, S.Y., Zhao, Z.: Thermal aspects, material considerations and cooling strategies in cryogenic machining. Clean Technologies and Environmental Policy (1999), pp. 107–116.

[108] Pusavec, F.: Porous tungsten machining under cryogenic conditions. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, Vol. 35 (2012), pp. 84-89.

[109] Bermingham, M.J., Kirsch, J., Sun, S., Palanisamy, S., Dargusch, M.S.: New observations on tool life, cutting forces and chip morphology in cryogenic machining Ti-6Al-4V. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 51 (2011), pp. 500-511.

[110] Obikawa, T., Yamaguchi, M., Funai, K., Kamata, Y., Yamada, S.: Air jet assisted machining of nickel-base superalloy. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 61 (2012), pp. 20-26.

[111] Yuan, S.M., Yan, L.T., Liu, W.D., Liu, Q.: Effects of cooling air temperature on cryogenic machining of Ti-6Al-4V alloy. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 211 (2011), pp. 356-362.

- [112] Sánchez Carrilero, M., Marcos, M., Álvarez, M., Sánchez, M., González, F.: Predicción dinamométrica del comportamiento de la aleación AA2024 en los procesos de mecanizado en un rango de velocidades moderada. *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, Vol. 36 (1997), pp. 222-225.
- [113] Reddy, R.G., DeVor, R.E., Kapoor, S.G.: A mechanistic force model for combined axial-radial contour turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 41 (2001), pp. 1551-1572.
- [114] Andreassen, J.L., De Chiffre, L.: Automatic Chip-Breaking Detection in Turning by Frequency Analysis of Cutting Force. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 42 (1993), pp. 45-48.
- [115] Sebastián, M.A., Sánchez Sola, J.M., Carrilero, M.S., Álvarez, M., Marcos, M.: Turned aluminium alloys surface finish monitoring through cutting force measurements. *The International Journal for Manufacturing Science and Production*, Vol. 4 (2002), pp. 211-220.
- [116] Sánchez, J.M., Marcos, M., Sebastián, M.A., Sánchez, M., González, J.M.: Modelo paramétrico de la Fuerza de corte para el torneado de la aleación AA2024. *Bol. Soc. Esp. Ceram. V.*, Vol. 43 (2004), pp. 179-181.
- [117] Boubekri, N., Rodriguez, J., Asfour, S.: Development of an aggregate indicator to assess the machinability of steels. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 134 (2003), pp. 159-165.
- [118] Choudhury, I.A., El-Baradie, M.A.: Machinability assessment of inconel 718 by factorial design of experiment coupled with response surface methodology. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 95 (1999), pp. 30-39.
- [119] Salguero, J., Gómez, A., Carrilero, M.S., Batista, M., Álvarez, M., Marcos, M.: Roughness prediction models for tangential cutting forces in the dry turning of Al-Cu alloys. *Proceedings of 14th International Conference on Advances in Material Processing Technologies (AMPT)*, Estambul 2011.
- [120] Carrilero, M.S., Marcos, M., Álvarez, M., Sánchez, V.M.: Evaluación de la calidad superficial de piezas mecanizadas a partir del análisis de la fuerza de corte. *Rev. Metal*, Vol. 34 (mayo) (1998), pp. 27-31.
- [121] Al-Ahmari, A.M.A.: Predictive machinability models for a selected hard material in turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 190 (2007), pp. 305-311.
- [122] Thomas, M., Beauchamp, Y.: Statistical investigation of modal parameters of cutting tools in dry turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43 (2003), pp. 1093-1106.
- [123] Noordin, M.Y., Venkatesh, V.C., Sharif, S., Elting, S., Abdullah, A.: Application of response surface methodology in describing the performance of coated carbide tools when turning AISI 1045 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 145 (2004), pp. 46-58.
- [124] Aouici, H., Yallese, M.A., Chaoui, K., Mabrouki, T., Rigal, J.-F.: Analysis of surface roughness and cutting force components in hard turning with CBN tool:

Prediction model and cutting conditions optimization. *Measurement*, Vol. 45 (2012), pp. 344-353.

[125] Park, S.J., Kim, D.H., Lee, C.M.: A study determining the optimal machining conditions for a 40,000 rpm ultra high speed spindle system. *Precision Engineering*, Vol. 36 (2012), pp. 451-457.

[126] Sikdar, S.K., Chen, M.: Relationship between tool flank wear area and component forces in single point turning. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 128 (2002), pp. 210-215.

[127] Salguero, J., Batista, M., Carrilero, M.S., Álvarez, M., Marcos, M.: Sustainable manufacturing in aerospace industry. Analysis of the viability of intermediate stages elimination in sheet processing. *Advanced Materials Research*, Vol. 107 (2010), pp. 9-14.

[128] Klocke, F.: *Machining and Machinability*, Encyclopedia of Materials: Science and Technology (Second Edition), Elsevier, Oxford, 2001, pp. 4683-4688.

[129] Klocke, F., Eisenblätter, G., Krieg, T.: *Machining: Wear of Tools*, Encyclopedia of Materials: Science and Technology (Second Edition), Elsevier, Oxford, 2001, pp. 4708-4711.

[130] Parra, A.G., Álvarez, M., Salguero, J., Batista, M., Marcos, M.: Analysis of the evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer formation mechanisms in the dry turning of aeronautical aluminium alloys. *Advanced Materials Research*, Vol. 498 (2012), pp. 133-138.

[131] Álvarez, M., Salguero, J., Sánchez, J.A., Huerta, M., Marcos, M.: SEM and EDS Characterisation of Layering TiO_x Growth onto the Cutting Tool Surface in Hard Drilling Processes of Ti-Al-V Alloys. *Advances in Materials Science and Engineering* (2011).

[132] Rubio, E.M., Camacho, A.M., Sánchez-Sola, J.M., Marcos, M.: Chip arrangement in the dry cutting of aluminium alloys. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, Vol. 16 (2006), pp. 164-170.

[133] UNE 16148: Ensayos de duración de herramientas de torno de corte único. AENOR, Madrid, 1985.

[134] Batista, M., Salguero, J., Gómez, A., Álvarez, M., Marcos, M.: Image based analysis evaluation of the elements of secondary adhesion wear in dry turning of aluminum alloys. *Advanced Materials Research*, Vol. 498 (2012), pp. 133-138.

[135] Carrilero, M.S., Bienvenido, R., Sánchez, J.M., Álvarez, M., González, A., Marcos, M.: A SEM and EDS insight into the BUL and BUE differences in the turning processes of AA2024 Al-Cu alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42 (2002), pp. 215-220.

[136] Grzesik, W., Kiszka, P., Kowalczyk, D., Rech, J., Claudin, C.: Machining of Nodular Cast Iron (PF-NCI) Using CBN Tools. *Procedia CIRP*, Vol. 1 (2012), pp. 483-487.

[137] Aslantas, K., Uzun, İ., Çicek, A.: Tool life and wear mechanism of coated and uncoated Al₂O₃/TiCN mixed ceramic tools in turning hardened alloy steel. *Wear*, Vol. 274-275 (2012), pp. 442-451.

- [138] Arrazola, P.J., Garay, A., Iriarte, L.M., Armendia, M., Marya, S., Le Maître, F.: Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti555.3). *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 2223-2230.
- [139] Xiong, J., Guo, Z., Yang, M., Wan, W., Dong, G.: Tool life and wear of WC–TiC–Co ultrafine cemented carbide during dry cutting of AISI H13 steel. *Ceramics International*, Vol. 39 (2013), pp. 337-346.
- [140] Ugarte, A., M'Saoubi, R., Garay, A., Arrazola, P.J.: Machining Behaviour of Ti-6Al-4V and Ti-5553 Alloys in Interrupted Cutting with PVD Coated Cemented carbide. *Procedia CIRP*, Vol. 1 (2012), pp. 202-207.
- [141] Bermingham, M.J., Palanisamy, S., Dargusch, M.S.: Understanding the tool wear mechanism during thermally assisted machining Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 62 (2012), pp. 76-87.
- [142] Li, L., He, N., Wang, M., Wang, Z.G.: High speed cutting of Inconel 718 with coated carbide and ceramic inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 129 (2002), pp. 127-130.
- [143] Liu, X.L., Wen, D.H., Li, Z.J., Xiao, L., Yan, F.G.: Cutting temperature and tool wear of hard turning hardened bearing steel. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 129 (2002), pp. 200-206.
- [144] Choudhury, S.K., Kishore, K.K.: Tool wear measurement in turning using force ratio. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 40 (2000), pp. 899-909.
- [145] Meng, Q., Arsecularatne, J.A., Mathew, P.: Calculation of optimum cutting conditions for turning operations using a machining theory. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 40 (2000), pp. 1709-1733.
- [146] Poulachon, G., Moisan, A., Jawahir, I.S.: Tool-wear mechanisms in hard turning with polycrystalline cubic boron nitride tools. *Wear*, Vol. 250 (2001), pp. 576-586.
- [147] Sahin, Y.: Comparison of tool life between ceramic and cubic boron nitride (CBN) cutting tools when machining hardened steels. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 3478-3489.
- [148] Shao, H., Liu, L., Qu, H.L.: Machinability study on 3%Co–12%Cr stainless steel in milling. *Wear*, Vol. 263 (2007), pp. 736-744.
- [149] Jawahir, I.S., Balaji, A.K., Rouch, K.E., Baker, J.R.: Towards integration of hybrid models for optimized machining performance in intelligent manufacturing systems. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 139 (2003), pp. 488-498.
- [150] Tosun, N., Özler, L.: A study of tool life in hot machining using artificial neural networks and regression analysis method. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 124 (2002), pp. 99-104.
- [151] Choudhury, S.K., Appa Rao, I.V.K.: Optimization of cutting parameters for maximizing tool life. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 39 (1999), pp. 343-353.
- [152] Molinari, A., Nouari, M.: Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting. *Wear*, Vol. 252 (2002), pp. 135-149.

- [153] Lu, C.: Study on prediction of surface quality in machining process. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 205 (2008), pp. 439-450.
- [154] Basheer, A.C.: Modeling of machining process in metal matrix composites using ANN. Master Thesis, Mumbai (India), 2004.
- [155] Nandi, A.K., Pratihari, D.K.: An expert system based on FBFN using a GA to predict surface finish in ultra-precision turning. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 155–156 (2004), pp. 1150-1156.
- [156] Karpas, Y., Özel, T.: Multi-objective optimization for turning processes using neural network modeling and dynamic-neighborhood particle swarm optimization. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 35 (2008), pp. 234-247.
- [157] Risbood, K.A., Dixit, U.S., Sahasrabudhe, A.D.: Prediction of surface roughness and dimensional deviation by measuring cutting forces and vibrations in turning process. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 132 (2003), pp. 203-214.
- [158] Fernández, F.: Análisis de procesos de mecanizado a partir del estudio de la señal del perfil de rugosidad. Aplicación al torneado de aleaciones de aluminio. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2012.
- [159] Benardos, P.G., Vosniakos, G.C.: Prediction of surface roughness in CNC face milling using neural networks and Taguchi's design of experiments. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, Vol. 18 (2002), pp. 343-354.
- [160] Benardos, P.G., Vosniakos, G.C.: Predicting surface roughness in machining: a review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43 (2003), pp. 833-844.
- [161] UNE-EN ISO 4287: Especificación geométrica de los productos (GPS). Calidad Superficial: Método del perfil. Términos, definiciones y parámetros del estado superficial. AENOR, Madrid, 1999.
- [162] Karayel, D.: Prediction and control of surface roughness in CNC lathe using artificial neural network. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 3125-3137.
- [163] Muñoz-Escalona, P., Cassier, Z.: Influence of the critical cutting speed on the surface finish of turned steel. *Wear*, Vol. 218 (1998), pp. 103-109.
- [164] Rubio, E.M., Camacho, A.M., Sánchez-Sola, J.M., Marcos, M.: Surface roughness of AA7050 alloy turned bars: Analysis of the influence of the length of machining. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 162–163 (2005), pp. 682-689.
- [165] Ståhl, J.E., Schultheiss, F., Häggglund, S.: Analytical and Experimental Determination of the Ra Surface Roughness during Turning. *Procedia Engineering*, Vol. 19 (2011), pp. 349-356.
- [166] Correa, M., Bielza, C., Pamies-Teixeira, J.: Comparison of Bayesian networks and artificial neural networks for quality detection in a machining process. *Expert Systems with Applications*, Vol. 36 (2009), pp. 7270-7279.

- [167] Pontes, F.J., Paiva, A.P.d., Balestrassi, P.P., Ferreira, J.R., Silva, M.B.d.: Optimization of Radial Basis Function neural network employed for prediction of surface roughness in hard turning process using Taguchi's orthogonal arrays. *Expert Systems with Applications*, Vol. 39 (2012), pp. 7776-7787.
- [168] Boothroyd, G., Knight, W.A.: *Fundamentals of machining and machine tools*, 3rd ed. Taylor and Francis, Boca Raton (USA), 2006.
- [169] Grzesik, W.: A revised model for predicting surface roughness in turning. *Wear*, Vol. 194 (1996), pp. 143-148.
- [170] Miko, E., Nowakowski, Ł.: Analysis and Verification of Surface Roughness Constitution Model After Machining Process. *Procedia Engineering*, Vol. 39 (2012), pp. 395-404.
- [171] Lin, S.C., Chang, M.F.: A study on the effects of vibrations on the surface finish using a surface topography simulation model for turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 38 (1998), pp. 763-782.
- [172] Baek, D.K., Ko, T.J., Kim, H.S.: Optimization of feedrate in a face milling operation using a surface roughness model. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 41 (2001), pp. 451-462.
- [173] Feng, C.X.J., Wang, X.: Development of empirical models for surface roughness prediction in finish turning. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 20 (2002), pp. 348-356.
- [174] Chen, C.C.A., Liu, W.C., Duffie, N.A.: A surface topography model for automated surface finishing. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 38 (1998), pp. 543-550.
- [175] Ehmann, K.F., Hong, M.S.: A generalized model of the surface generation process in metal cutting. *CIRP Annals*, Vol. 43 (1994), pp. 483-486.
- [176] Lee, K.Y., Kang, M.C., Jeong, Y.H., Lee, D.W., Kim, J.S.: Simulation of the surface roughness and profile in high speed end milling. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 113 (2001), pp. 410-415.
- [177] Sharma, V.S., Dhiman, S., Sehgal, R., Sharma, S.K.: Estimation of cutting forces and surface roughness for hard turning using neural networks. *Journal of Intelligent Manufacturing*, Vol. 19 (2008), pp. 473-483.
- [178] Zhong, Z.W., Khoo, L.P., Han, S.T.: Prediction of surface roughness of turned surfaces using neural networks. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 28 (2006), pp. 688-693.
- [179] Peláez Vara, J., Martínez Puras, A., Ruiz Calvo, J., Ramos Barbero, B.: Modelo experimental para determinar la rugosidad en el torneado, en función de la profundidad de pasada, avance y velocidad de corte. *Anales de Ingeniería Mecánica*, Vol. 3 (2003), pp. 1682-1686.
- [180] Sebastian, M.A., Sanchez-Sola, J.M., Carrilero, M.S., Gonzalez, J.M., Alvarez, M., Marcos, M.: Parametric Model for Predicting Surface Finish of Machined UNS A92024 Alloy Bars. *Journal for Manufacturing Science and Production*, Vol. 4 (2002), pp. 181-188.

- [181] Sánchez Sola, J.M., Batista, M., Salguero, J., Gómez, A., Marcos, M.: Cutting speed-feed based parametric model for macro-geometrical deviations in the dry turning of UNS A92024 Al-Cu alloys. *Key Engineering Materials*, Vol. 504-506 (2012), pp. 1311-1316.
- [182] Abouelatta, O.B., Mádl, J.: Surface roughness prediction based on cutting parameters and tool vibrations in turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 118 (2001), pp. 269-277.
- [183] Kwon, Y., Fischer, G.W.: A novel approach to quantifying tool wear and tool life measurements for optimal tool management. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43 (2003), pp. 359-368.
- [184] Puertas Arbizu, I., Luis Pérez, C.J.: Surface roughness prediction by factorial design of experiments in turning processes. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 143–144 (2003), pp. 390-396.
- [185] Asiltürk, İ., Neşeli, S.: Multi response optimisation of CNC turning parameters via Taguchi method-based response surface analysis. *Measurement*, Vol. 45 (2012), pp. 785-794.
- [186] Davim, J.P.: A note on the determination of optimal cutting conditions for surface finish obtained in turning using design of experiments. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 116 (2001), pp. 305-308.
- [187] Aggarwal, A., Singh, H., Kumar, P., Singh, M.: Optimization of multiple quality characteristics for CNC turning under cryogenic cutting environment using desirability function. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 205 (2008), pp. 42-50.
- [188] Kopač, J., Babor, M., Soković, M.: Optimal machining parameters for achieving the desired surface roughness in fine turning of cold pre-formed steel workpieces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42 (2002), pp. 707-716.
- [189] Feng, C.X., Wang, X.F.: Surface roughness predictive modeling: neural networks versus regression. *IIE Transactions*, Vol. 35 (2003), pp. 11-27.
- [190] Marcos-Bárcena, M., Sebastián-Pérez, M.A., Contreras-Samper, J.P., Sánchez-Carrilero, M., Sánchez-López, M., Sánchez-Sola, J.M.: Study of roundness on cylindrical bars turned of aluminium–copper alloys UNS A92024. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 162–163 (2005), pp. 644-648.
- [191] Teti, R., Jawahir, I.S., Jemielniak, K., Segreto, T., Chen, S., Kossakowska, J.: Chip Form Monitoring through Advanced Processing of Cutting Force Sensor Signals. *CIRP Annals*, Vol. 55 (2006), pp. 75-80.
- [192] Shaw Milton, C.: *Metal Cutting Principles*, 2nd ed., New York (USA), 2005.
- [193] Sutter, G., List, G.: Very high speed cutting of Ti–6Al–4V titanium alloy – change in morphology and mechanism of chip formation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 66 (2013), pp. 37-43.
- [194] Zhang, S., Guo, Y.B.: An experimental and analytical analysis on chip morphology, phase transformation, oxidation, and their relationships in finish hard milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 49 (2009), pp. 805-813.

- [195] Viharos, Z.J., Markos, S., Szekeres, C.: ANN- Based Chip-form classssification in turning. Proceedings of XVII IMEKO World Congress Dubrovnik, Croatia 2003.
- [196] Jin, L., Sandström, R.: Machinability data applied to materials selection. *Materials and Design*, Vol. 15 (1994), pp. 339-346.
- [197] J.Barry, G.Byrne. The mechanisms of chip formation in machining hardened steels. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 124 (2002), pp. 528-535.
- [198] Grzesik, W.: Chapter Seven - Chip Formation and Control, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 85-IV.
- [199] Elgallad, E.M., Samuel, F.H., Samuel, A.M., Doty, H.W.: Machinability aspects of new Al–Cu alloys intended for automotive castings. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 210 (2010), pp. 1754-1766.
- [200] ISO 3685: Tool-life testing with single-point turning tools. ISO, Genève (Switzerland), 1993.

Capítulo 3

Estado del Arte del Mecanizado de Aleaciones de Aluminio

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Índice

3.1.	Introducción	3.1
3.2.	Aleaciones de Aluminio	3.2
3.2.1.	Generalidades.....	3.2
3.2.2.	Aplicaciones en la industria aeroespacial	3.9
3.3.	Mecanizado de aleaciones de aluminio	3.15
3.3.1.	Introducción	3.15
3.3.2.	Principales problemas durante el mecanizado	3.15
3.3.3.	Influencia de la microestructura y tratamiento térmico de la aleación	3.18
3.3.4.	Herramientas de corte.....	3.21
3.3.5.	Condiciones de lubricación	3.23
3.3.6.	Parámetros de corte.....	3.24
3.4.	Criterios de maquinabilidad	3.29
3.4.1.	Generalidades.....	3.29
3.4.2.	Morfología de la viruta.....	3.31
3.4.3.	Desgaste y vida de la herramienta	3.34
3.4.4.	Fuerza de corte.....	3.43
3.4.5.	Calidad Superficial	3.47
3.4.5.1.	Aspectos microgeométricos	3.48
3.4.5.2.	Aspectos macrogeométricos	3.57
3.5.	Conclusiones.....	3.61
3.6.	Referencias	3.62

En este capítulo se realiza una aproximación al Estado del Arte del mecanizado de aleaciones de aluminio, particularizando para el caso de aleaciones de aluminio forjadas de uso en la industria aeroespacial. Se repasan los principales criterios utilizados para la evaluación de la maquinabilidad de este tipo de aleaciones, así como los distintos modelos paramétricos utilizados para dicha evaluación.

3.1. Introducción

Como se ha comentado previamente, el contexto en el que se encuentra enmarcada la presente Tesis Doctoral justifica la necesidad de dividir la revisión bibliográfica en dos capítulos. Por un lado, se trata de la primera Tesis realizada en la Universidad de Málaga que aborda la temática del mecanizado de aleaciones metálicas. Por ello, se ha dedicado el capítulo 2 a realizar una aproximación al Estado del Arte del mecanizado de estas aleaciones. Por otro lado, el objetivo principal de esta Tesis es realizar un análisis paramétrico del mecanizado en seco de la aleación de aluminio UNS A97075, de uso extendido en la industria aeroespacial. Esto justifica la necesidad de dedicar un capítulo específico a la revisión del Estado del Arte del mecanizado de aleaciones de aluminio de uso en esta industria.

Por ello, una vez analizadas, en el capítulo previo, las distintas variables que intervienen en el proceso de mecanizado de las aleaciones metálicas, así como los distintos criterios de maquinabilidad habitualmente empleados, el presente capítulo se centrará en el estudio del mecanizado de las aleaciones de aluminio.

Aunque se hablará de las aleaciones de aluminio en general, la revisión bibliográfica estará orientada al estudio de las aleaciones de aluminio forjadas, de aplicación en la industria aeroespacial, familia a la que pertenece la aleación objeto de la presente Tesis Doctoral. Además, se particularizará para el caso de procesos de torneado, en condiciones de lubricación y refrigeración nula (*Dry Machining*).

Para ello, en primer lugar, se hace necesario realizar una primera aproximación a las propiedades y características generales de este tipo de aleaciones, así como sus

distintas aplicaciones a nivel industrial. Además, dada su importancia en el sector de la industria aeronáutica y aeroespacial, se hará especial hincapié en las características y propiedades de las aleaciones más utilizadas en este ámbito.

Una vez conocidas las características generales de estas aleaciones, se profundizará en su comportamiento durante el mecanizado, prestando especial atención a los distintos problemas que surgen durante el mismo. Además, se realizará una revisión de cuáles son las variables de influencia, así como de su repercusión sobre el resultado final obtenido. Finalmente, se analizarán cuáles son los criterios de maquinabilidad habitualmente empleados en el mecanizado de estas aleaciones.

En este sentido, la información existente sobre el mecanizado de aleaciones de aluminio es bastante abundante. Sin embargo, en cuanto al torneado en seco de aleaciones de aluminio forjadas de uso aeroespacial, esta información resulta más escasa y dispersa, siendo incluso para algunas aleaciones mínima o inexistente, como ocurre con la aleación objeto de esta Tesis.

3.2. Aleaciones de Aluminio

3.2.1. Generalidades

El aluminio es uno de los metales más abundantes en la corteza terrestre. Sin embargo, su forma metálica ha sido desconocida hasta hace relativamente poco tiempo. La razón estriba en que, al contrario que ocurre con el hierro o el cobre, no existe como metal en la naturaleza, encontrándose normalmente combinado con otros elementos, fundamentalmente con el oxígeno, formando óxido de aluminio (alúmina). Como tal se encuentra en la arcilla y en gran número de minerales.

No fue hasta 1886 cuando se comenzó a extraer el aluminio mediante reducción electrolítica. Desde entonces hasta nuestros días la evolución en el uso del aluminio y sus aleaciones ha sido exponencial, teniendo una amplia aplicación en multitud de campos. Sus usos van desde aplicaciones cotidianas, como envolturas para alimentos, latas de refrescos o mobiliario, hasta aplicaciones más sofisticadas, formando parte de componentes en satélites [1,2].

Su uso extendido se debe, además de a su abundancia, a su versatilidad. El rango de propiedades físicas y mecánicas que presenta es muy amplio, desde el aluminio de alta pureza hasta la más compleja de sus aleaciones. Entre las propiedades más destacables, se encuentran [3]:

- *Excelente relación peso-resistencia.* La densidad del aluminio está en torno a un tercio de la de los aceros, el cobre o el latón, presentando alguna de

sus aleaciones resistencias mecánicas superiores a la de algunos aceros estructurales.

- *Resistencia a la corrosión.* La mayoría de las aleaciones de aluminio presentan una excelente resistencia a la corrosión en la mayor parte de los ambientes, tanto el atmosférico, como el agua y en muchos entornos químicos. Normalmente requieren de especial protección en entornos salinos [4].
- *Alta conductividad eléctrica.* Su conductividad eléctrica duplica a la del cobre para un mismo peso. Esto, unido a su alta resistencia mecánica, lo hacen ideal para el uso como conductores en líneas de alta tensión.
- *Alta conductividad térmica.* Esta propiedad hace que sea muy usado en la fabricación de intercambiadores de calor, evaporadores, cabezas de cilindros y radiadores en vehículos.
- *Elevada ductilidad y facilidad de conformado.* Se pueden utilizar gran variedad de procesos de fabricación para su conformado, obteniendo productos con gran diversidad de formas y tamaños. Esta facilidad hace que los procesos de fabricación tengan un coste relativamente bajo.
- *Facilidad de reciclado.* Como se ha puesto de manifiesto anteriormente, se trata de un aspecto importante, dado que los costes de reciclado del material de desecho de los procesos de fabricación pueden constituir un coste elevado para las empresas, reduciendo su competitividad.
- *Relativo bajo coste,* frente a otros metales y aleaciones metálicas.
- *Material no ferromagnético.* Esta propiedad hace muy interesante su uso en determinadas aplicaciones de la industria eléctrica y electrónica.
- *No tóxico.* Por ello muy usado como envuelta y almacenaje de productos alimenticios
- *Excelentes acabados.* Presenta un aspecto suave y brillante en su acabado natural, pudiendo ser tratado para obtener casi cualquier color y textura.

Como se puede observar, el aluminio y sus aleaciones presentan una larga lista de ventajas. Sin embargo, presentan también ciertos inconvenientes. Las aleaciones de aluminio de alta resistencia presentan un módulo elástico bajo, baja capacidad de soportar elevadas temperaturas y susceptibilidad a la corrosión [5]:

- El *módulo de elasticidad* es generalmente bastante más bajo que el de sus directos competidores, un 70% frente al Titanio y un 40% frente a la mayoría de los aceros estructurales.

- *Bajo punto de fusión.* La mayoría de las aleaciones de aluminio tienen su punto de fusión en torno a los 535°C. Aunque puede ser usado durante cortos tiempos a temperaturas de hasta 300°C, su uso a altas temperaturas durante tiempo prolongado suele estar limitado a 150°C.
- A pesar de que el aluminio puro y la mayoría de sus aleaciones presentan una excelente *resistencia a la corrosión*, esta puede ser un problema para ciertas aleaciones usadas en la industria aeroespacial.
- La *soldabilidad* puede ser un problema cuando se quieren realizar uniones con determinadas aleaciones de aluminio, siendo en muchos casos necesario recurrir a técnicas de soldadura especiales o a otro medio de ensamblaje.

El aluminio puro es un material fácil de conformar plásticamente, debido a su elevada ductilidad y resistencia a la fatiga. Sin embargo, su resistencia mecánica es inferior a la de la mayoría de los metales, por lo que se puede considerar un metal blando. Para mejorar sus propiedades se le suelen añadir pequeñas cantidades de distintos elementos, obteniéndose gran variedad de aleaciones. Cada aleación tendrá unas características y comportamiento distinto, en función del tipo de aleante y proporción del mismo. Además, muchas de las aleaciones obtenidas son susceptibles de someterse a tratamientos térmicos que mejoren determinadas propiedades mecánicas [3,6].

Solo unos pocos elementos tienen la suficiente solubilidad en estado sólido en el aluminio para ser un aleante principal. Estos son el *cobre*, el *magnesio*, el *silicio*, el *zinc* y, más recientemente, el *litio*. Otros aleantes con menor grado de solubilidad presentes en estas aleaciones suelen ser el *cromo*, el *manganeso* [5].

En la Tabla 3.1 se muestran las propiedades que adquiere la aleación cuando se incorporan los aleantes mencionados. Hay que tener en cuenta que la presencia de un determinado aleante puede mejorar alguna de las propiedades pero ir en detrimento de otras. Por tanto, es necesario alcanzar un cuidadoso equilibrio en cuanto a presencia y proporción del aleante para conseguir alcanzar las propiedades y el comportamiento en servicio deseado [7,8].

En la Tabla 3.2 se recogen de forma más amplia algunas de las principales aplicaciones del aluminio y sus aleaciones, junto con el criterio utilizado para su selección en dicha aplicación [9].

En general, estas aleaciones se suelen clasificar en aleaciones *forjadas* (o *para forja*) y *moldeadas* (o *para moldeo*, o *fundidas*), siendo las forjadas las más empleadas. Ambos tipos admiten, en la mayoría de los casos, la aplicación de tratamientos térmicos para la mejora de sus propiedades [3,5].

Tabla 3.1. Influencia de los aleantes sobre las propiedades la aleación [7]

Aleante	Influencia
Cobre	Mejora de propiedades mecánicas Reduce resistencia a la corrosión Reduce la conductividad eléctrica Mejora la maquinabilidad Mejora la resistencia a la fluencia Dificulta la soldadura Permite tratamiento térmico Facilita los tratamientos superficiales
Manganeso	Permite endurecimiento por deformación Mejora las propiedades mecánicas Facilita la embutición profunda Mejora la resistencia a la corrosión
Magnesio	Permite endurecimiento por deformación Mejora las propiedades mecánicas Mejora la resistencia a la corrosión Facilita la soldabilidad Facilita los tratamientos superficiales
Silicio	Permite tratamientos térmico si contiene 0,3-0,6% magnesio Mejora la colabilidad Reduce la maquinabilidad Buena resistencia a la corrosión (si no está presente el Cu)
Silicio + Magnesio	Permiten tratamiento térmico Mejoran las propiedades mecánicas Mejoran la resistencia a la corrosión Facilitan los tratamientos superficiales
Zinc	Mejora las propiedades mecánicas Pobre resistencia a la corrosión

Existen distintas formas de designar a las distintas aleaciones de aluminio, dependiendo fundamentalmente del país donde se esté [6], aunque las más habituales son las designaciones de la *Asociación del Aluminio* (AA, *Aluminum Association*) y el *Sistema de Numeración Unificado* (UNS, *Unified Numbering System*) [3]. Independientemente del sistema utilizado, la fórmula utilizada para su identificación suele consistir en un código de varios dígitos y letras, que identifican su aleante principal, su composición y el tratamiento térmico aplicado (si lo tiene).

Así, para el caso de las aleaciones forjadas el código suele contener cuatro dígitos, de los cuales el primero hace referencia al aleante principal. El segundo dígito indica si se trata de la aleación original (dígito cero) o modificaciones obtenidas a partir

la misma. Los dígitos tercero y cuarto tienen especial importancia en el caso de aleaciones de aluminio de alta pureza, haciendo referencia en este caso al porcentaje de impurezas. En el resto solo sirven para identificar distintas variantes de la aleación en la serie [6].

En cuanto al tratamiento térmico, su designación va a continuación del código identificativo de la aleación. Consiste en una letra que indica el tipo de tratamiento térmico aplicado, siendo W (por solución) y T (estabilizados) los más frecuentes. Esta letra va acompañada de una serie de dígitos que hacen referencia a tratamientos secundarios y tensiones residuales [5].

Tabla 3.2. Aplicaciones de las aleaciones de aluminio [9]

Aplicación	Principal criterio de selección	Series frecuentemente utilizadas
Fabricación de chapa	Facilidad de conformado y soldabilidad	1XXX, 3XXX, 5XXX, 6XXX
Aplicaciones mecánicas	Propiedades mecánicas y maquinabilidad	2XXX, 5XXX, 6XXX, 7XXX
Industria aeronáutica y aeroespacial	Baja densidad, propiedades mecánicas, facilidad de conformado, resistencia a la corrosión, permiten tratamientos superficiales	2XXX, 7XXX
Vehículos	Facilidad de conformado, soldabilidad, resistencia a la corrosión, buen acabado	3XXX, 5XXX, 6XXX
Industria naval	Facilidad de conformado, soldabilidad, resistencia a la corrosión	5XXX, 6XXX
Edificación	Facilidad de conformado, soldabilidad, resistencia a la corrosión, permite tratamiento de anodizado y pintura	1XXX, 3XXX, 5XXX, 6XXX
Mobiliario urbano	Facilidad de conformado, soldabilidad, resistencia a la corrosión, buen acabado	3XXX, 5XXX, 6XXX
Intercambiadores de calor	Conductividad térmicas, facilidad de conformado, soldabilidad, resistencia a la corrosión	1XXX, 3XXX, 6XXX, 8XXX
Utensilios de cocina	Permita embutición profunda y tratamiento superficial	1XXX, 3XXX, 4XXX, 5XXX, 8XXX
Envases	Permita embutición profunda, no tóxico	3XXX, 5XXX

En la Tabla 3.3 se muestran las distintas series de aleaciones forjadas, su aleante principal y sus principales propiedades y aplicaciones.

Tabla 3.3. Características de las aleaciones de aluminio forjadas

Serie	Aleante principal	Propiedades	Principales aplicaciones
1XXX	Aluminio de alta pureza >99%	Admiten endurecimiento por deformación Baja resistencia mecánica Excelentes conformabilidad, resistencia a la corrosión y conductividad eléctrica Buena soldabilidad	No usar en aplicaciones donde la resistencia sea un requisito Conductores eléctricos Envoltura de alimentos Equipamiento procesos químicos Acabados decorativos Depósitos
2XXX	Cobre (Al-Cu)	Tratables térmicamente Elevada resistencia, a temperatura ambiente y a altas temperaturas Aunque algunas aleaciones son soldables, habitualmente se unión de forma mecánica No presentan tanta resistencia a la corrosión, por lo que suelen estar revestidos	Aplicaciones que requieren alta dureza y resistencia a la fractura Componentes estructurales de aeronaves Industria Aeroespacial Carrocería de camiones
3XXX	Manganes o (Al-Mn)	Buena conformabilidad y resistencia a la corrosión, con resistencias medias Buena soldabilidad Admiten endurecimiento por deformación	Menaje de cocina Equipamiento químico Techos y revestimientos Intercambiadores de calor Latas de refrescos
4XXX	Silicio (Al-Si)	Algunas tratables térmicamente Buena fluencia Resistencia media Buena soldabilidad	Fabricación de piezas forjadas Metal de aportación en soldaduras estructurales y piezas de automóviles
5XXX	Magnesio (Al-Mg)	Admiten endurecimiento por deformación Excelentes resistencia a la corrosión, tenacidad y soldabilidad Resistencia moderada No fragilizan a bajas temperaturas	Construcción de edificios Aplicaciones criogénicas Carrocerías en la industria del automóvil Industria naval
6XXX	Magnesio-Silicio (Al-Mg-Si)	Tratables térmicamente Alta resistencia a la corrosión Buena soldabilidad De fácil extrusión Resistencia moderada Soldables por soldadura TIG y MIG	Formas complejas en arquitectura Elementos soldados en la industria del automóvil, tuberías, estructuras marinas
7XXX	Zinc (Al-Zn)	Tratables térmicamente Resistencia muy elevada Alta ductilidad Mala soldabilidad. Uniones mecánicas Resistencia a la corrosión media. Frecuentemente recubiertos	Industria aeroespacial
8XXX	Otros aleantes	Tratables térmicamente Alta conductividad, resistencia y dureza	Conductores eléctricos Industria aeroespacial

En cuanto al tratamiento térmico, su designación va a continuación del código identificativo de la aleación. Consiste en una letra que indica el tipo de tratamiento térmico aplicado, siendo W (por solución) y T (estabilizados) los más frecuentes. Esta letra va acompañada de una serie de dígitos que hacen referencia a tratamientos secundarios y tensiones residuales [5].

En el caso las aleaciones de aluminio fundidas, el sistema de designación es similar al utilizado para las aleaciones forjadas. La diferencia estriba en que los dígitos tercero y cuarto se encuentran separados por un punto decimal, para diferenciarlos de las aleaciones para forja, Tabla 3.4 [10].

Tabla 3.4. Designación de las aleaciones de aluminio moldeadas

Serie	Aleante principal
1XX.X	Aluminio de alta pureza (>99%)
2XX.X	Cobre (Al-Cu)
3XX.X	Silicio-Cobre (Al-Si-Cu) Silicio-Magnesio (Al-Si-Mg)
4XX.X	Silicio
5XX.X	Magnesio (Al-Mg)
6XX.X	No usada
7XX.X	Zinc-Cobre (Al-Zn-Cu) Zinc-Magnesio (Al-Zn-Mg)
8XX.X	Estaño (Al-Sn)

Aunque, como se ha comentado anteriormente, las aleaciones de aluminio forjadas son las más utilizadas, el uso de las aleaciones de aluminio para fundición está aumentando rápidamente, fundamentalmente en la industria automovilística. De ellas, las de base Al-Si son las más empleadas. Estas aleaciones presentan una serie de propiedades que las hacen muy interesantes para su uso en la fabricación de productos de fundición [1]:

- *Bajo punto de fusión*
- *Fáciles de moldear.* Su relativamente alto contenido en silicio facilita su flujo durante el moldeo y el llenado completo del molde, permitiendo la obtención de productos de geometrías complejas. Esta propiedad es excepcional en la serie 3XX.X. Además, esta serie presenta una excelente soldabilidad.
- *Excelentes acabados superficiales,* sobre todo en las series 5XX.X y 7XX.X. Sin embargo son más difíciles de moldear que la serie 3XX.X, por lo que su uso se reduce a aquellos casos donde el acabado superficial sea un parámetro importante, como es el caso del uso de la serie 7XX.X en la fabricación de rodamientos. La serie 5XX.X presenta también una excelente resistencia a la corrosión.

- *Elevada resistencia combinada con alta tenacidad.* En este sentido, la serie 2XX.X. presenta una excelente resistencia a altas temperaturas. Sin embargo, es la más difícil de moldear y sus acabados no son excesivamente buenos. Son utilizadas principalmente en la industria aeroespacial, donde los requerimientos de bajo peso - alta resistencia son elevados.

Sin embargo, este tipo de aleaciones presentan una serie de problemas. Por un lado, presentan elevadas contracciones durante la solidificación. Esto hace que haya que prestar especial atención en el diseño de los moldes, con el fin de evitar tensiones residuales, porosidad y conseguir alcanzar los niveles de calidad dimensional deseados.

Además, las aleaciones de aluminio para moldeo presentan, en general, peores propiedades mecánicas que las forjadas, debido fundamentalmente a la presencia de un mayor número de impurezas e inclusiones, que hacen que su estructura sea más heterogénea [6].

Dado que la aleación objeto de la presenta Tesis Doctoral se encuentra enmarcada dentro de las aleaciones de aluminio para forja y, más concretamente, dentro del grupo con aplicación en la industria aeroespacial, se procederá a continuación a hacer un repaso de los tipos, propiedades y aplicaciones fundamentales de estas aleaciones en este contexto industrial.

3.2.2. Aplicaciones en la industria aeroespacial

El auge en el uso de las aleaciones de aluminio viene dado por el desarrollo de tres grandes industrias: la eléctrica, la automovilística y la aeroespacial. Pero es, sin duda, esta última la que ha dado lugar a un desarrollo exponencial de ellas en las últimas décadas. Desde que los hermanos Wright realizaron su primer vuelo en 1903, la industria aeronáutica ha ido incorporando el uso de distintos materiales en la fabricación de aeronaves, Figura 3.1 [11,12].

El aluminio fue uno de los primeros en utilizarse, manteniéndose su aplicación hasta nuestros días. Desde entonces, la industria del aluminio y la industria aeroespacial han caminado de la mano, contribuyendo al desarrollo de estructuras resistentes y fiables para fuselajes de aeronaves o motores y, de forma más reciente, para misiles o satélites [3].

Los materiales usados en la fabricación de componentes estructurales para aeronaves deben reunir, entre otros, los siguientes requisitos:

- Excelente relación peso – resistencia mecánica.

- Durabilidad y resistencia en condiciones ambientales normalmente bajo cero y, en ocasiones, a elevadas temperaturas.
- A un coste competitivo, tanto en la adquisición del material como en su posterior proceso de conformado, sin olvidar su mantenimiento.

Además de estas propiedades, estos componentes estructurales deben presentar elevada tenacidad, rigidez, resistencia a la aparición y propagación de grietas por fatiga y resistencia a la corrosión.

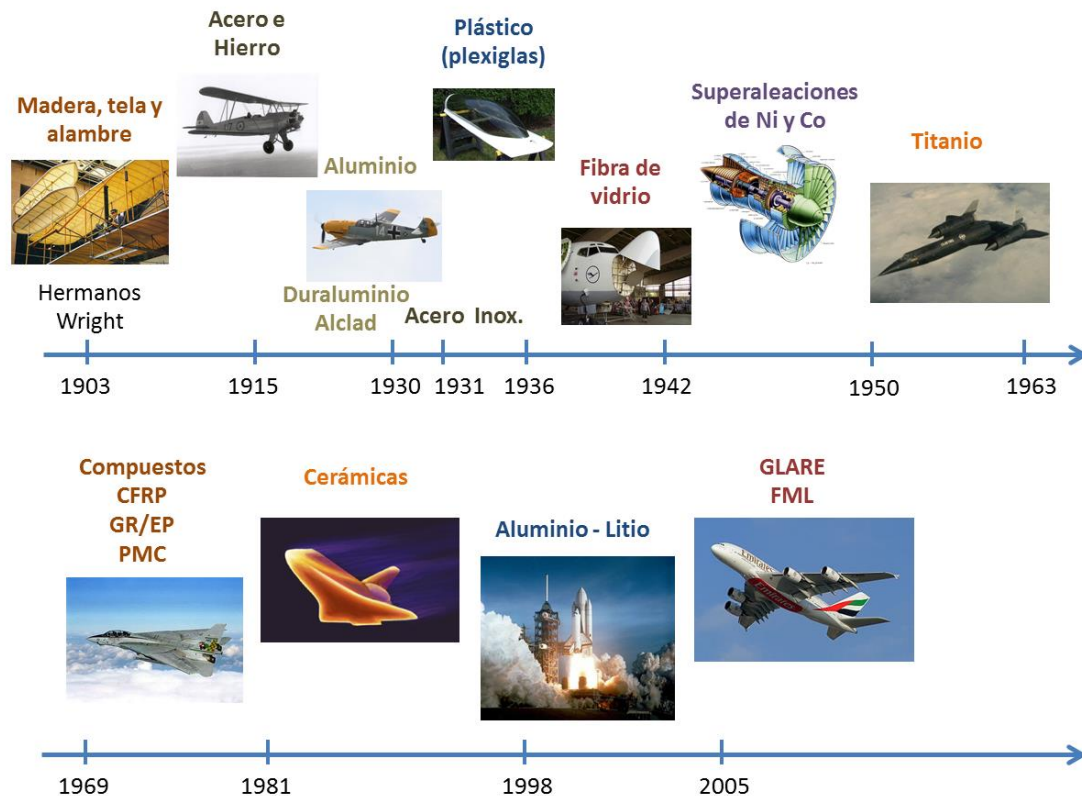


Figura 3.1. Evolución histórica en la incorporación de algunos materiales en la fabricación de aeronaves

Varias de las aleaciones de aluminio para forja reúnen este conjunto de requisitos. Esto hace que sean los materiales con mayor presencia en la construcción de aeronaves comerciales. En concreto las series 2000 (Al-Cu) y 7000 (Al-Zn) son de las más empleadas en esta industria, así como algunas aleaciones de la serie 6000 (Al-Mg-Si), acompañadas normalmente de algún tipo de tratamiento térmico [5].

El nacimiento de las aleaciones de aluminio de alta resistencia data de 1906, cuando Alfred Wilm descubre de forma accidental el endurecimiento por envejecimiento. Sus trabajos dieron lugar al desarrollo de la aleación para forja conocida como Duraluminio (Al-3.5Cu-0.5Mg-0.5Mn). Esta aleación fue la precursora de las aleaciones de la serie 2000, incluyendo la UNS A92014 y UNS A92024 usadas en la actualidad [6].

La selección de un tipo de aleación concreta depende de las propiedades en servicio de la pieza de la que va a formar parte. Así, en la Figura 3.2 se muestran las aleaciones de aluminio más utilizadas en la fabricación de aeronaves comerciales, así como las partes de la estructura de la misma donde se suelen emplear [6].



Figura 3.2. Aleaciones de aluminio más usadas en la fabricación de aeronaves comerciales.
Adaptada de [6]

Por su elevada resistencia, la aleación UNS A92024 sin tratamiento térmico, o envejecida de forma natural (T3), ha sido tradicionalmente la más usada para la fabricación del fuselaje de las aeronaves. Sus propiedades se han ido mejorando con un mayor control de las impurezas y del porcentaje de aleantes, dando lugar a la aparición de las aleaciones UNS A92224, UNS A92324 y UNS A92524. El problema de esta serie radica en que su resistencia a la corrosión no es excesivamente buena, por lo que suelen ir revestidas [13]. Además, su soldabilidad no es buena por lo que sus uniones se realizan normalmente por medios mecánicos. Esto ha dado lugar a la introducción de la serie 6000 (Al-Mg-Si), que presenta una mayor soldabilidad y resistencia a la corrosión, aunque el conjunto de propiedades mecánicas es sensiblemente inferior [6].

La serie 7000 (Al-Zn), normalmente acompañada de tratamiento térmico, es la que mayor resistencia mecánica presenta, de todas las aleaciones de aluminio. Entre ellas, las más utilizadas son las UNS A97049, UNS A97050, UNS A97075, UNS A97175, UNS A97178 y UNS A97475. Algunas como la UNS A97050 presentan una elevada resistencia a la fractura. Sin embargo, su soldabilidad no es buena, por lo que el tipo de unión empleada es de tipo mecánico. Por otro lado, se trata de la serie que

menor resistencia a la corrosión presenta, fundamentalmente con tratamiento térmico T6, donde el riesgo de corrosión bajo tensión es elevado (SCC, *Stress Corrosion Cracking*). Para reducir este riesgo se han desarrollado aleaciones con tratamiento térmico T7, sacrificando en parte la resistencia mecánica, Figura 3.3 [5,14,15].

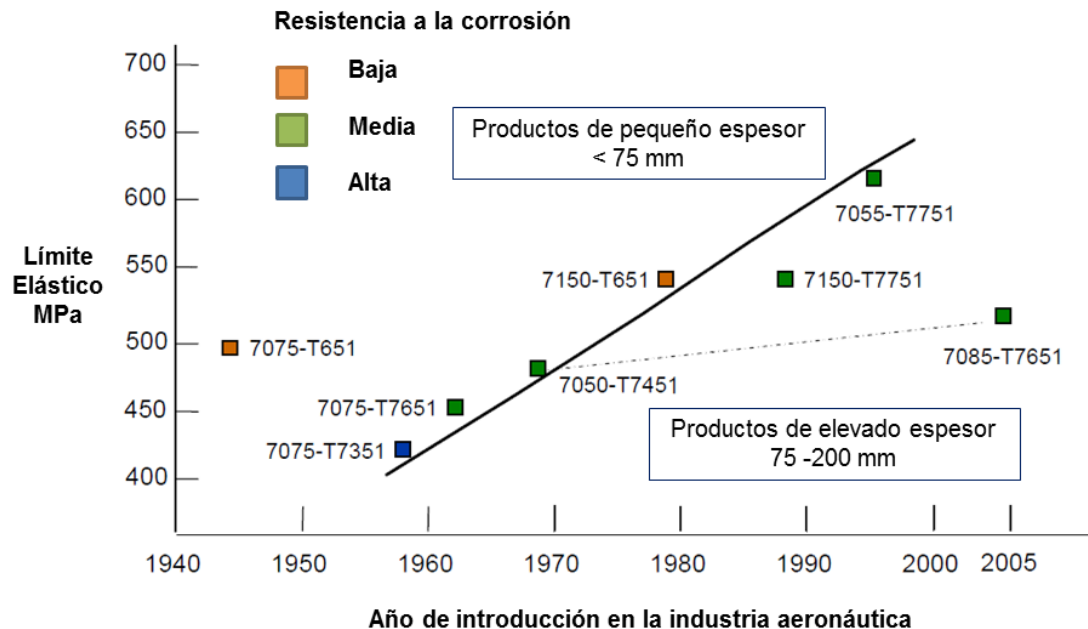


Figura 3.3. Incorporación de distintas aleaciones de aluminio de la serie 7000 a la fabricación de aeronaves. Adaptada de [5]

Por último, dentro de la serie 8000 se incluyen todas aquellas aleaciones cuyo aleante principal no se encuentra recogido en las series anteriores. Entre ellas cabe mencionar las aleaciones con alto contenido en Litio (entre el 0,5 y 3,5%), como la UNS A98090, UNS A98091 y UNS A98093. Su presencia como aleante principal confiere a estas aleaciones una baja densidad (casi un 10% menos que las habitualmente empleadas) y unas excelentes propiedades mecánicas (elevada dureza y resistencia a la fatiga), así como una mejora de la soldabilidad.

Esta combinación de propiedades hace que sea un candidato ideal para la fabricación de elementos estructurales de aviones y helicópteros. Por el contrario, también presentan una serie de desventajas: su precio (entre 2 y 4 veces superior al del resto de aleaciones de aluminio); una tenacidad menor que las aleaciones de Al-Zn; se trata de un elemento altamente reactivo y tóxico [16].

En la Tabla 3.5 y Tabla 3.6, respectivamente, se muestran, la composición química de las aleaciones de aluminio más frecuentemente utilizadas en la industria aeroespacial, así como sus principales propiedades.

Tabla 3.5. Composición química de las principales aleaciones de aluminio aeroespaciales [3]

Aluminum Association	AA2024	AA6061	AA7050	AA7075	AA7150	AA7175	AA7475
UNS	A92024	A96061	A97050	A97075	A97150	A97175	A97475
ISO	AlCu4Mg1	AlMg1SiCu	AlZn6CuMgZr	AlZn5.5MgCu	-	-	AlZn5.5MgCu(A)
Si	≤ 0.5	0,4-0,8	≤ 0.12	≤ 0,4	≤ 0,12	≤ 0,15	≤ 0,1
Fe	≤ 0.5	≤ 0,7	≤ 0.15	≤ 0,5	≤ 0,15	≤ 0,2	≤ 0,12
Cu	3,8-4,9	0,15-0,4	1,9-2,5	1,2-2,0	1,9-2,5	1,2-0,2	1,2-1,9
Mn	0,3-0,9	≤ 0,15	≤ 0,1	≤ 0,3	≤ 0,1	≤ 0,1	≤ 0,06
Mg	1,2-1,8	0,8-1,2	2,0-2,7	2,1-2,9	2,0-2,7	2,1-2,9	1,9-2,6
Cr	≤ 0,1	0,04-0,35	≤ 0,04	0,18-0,28	≤ 0,04	0,18-0,28	0,18-0,25
Zn	≤ 0,25	≤ 0,25	5,9-6,9	5,1-6,1	5,9-6,9	5,1-6,1	5,2-6,2
Ti	≤ 0.15	≤ 0,15	≤ 0,06	≤ 0,2	≤ 0,06	≤ 0,1	≤ 0,05
Al	93,5	98	89	90	90	90	90,3

Tabla 3.6. Principales propiedades de algunas de las aleaciones de aluminio más utilizadas en la industria aeroespacial [3]

Aluminum Association	AA2024	AA6061	AA7050	AA7075
Coeficiente dilatación térmica ($\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$)	23,2	23,6	24,1	23,6
Punto de Fusión ($^\circ\text{C}$)	500-638	580-650	490-630	475-635
Tratamiento Térmico	T3, T4, T361, T6, T81, T861	T4, T6	T74	T6, T651, T73
Conductividad Térmica ($\text{W}/\text{m}^\circ\text{C}$)	121-151	154-167	157	130
Tensión Última (MPa)	440-495	240-310	495-550	525-570
Módulo de Elasticidad (GPa)	73	69	72	72
Elongación en 50 mm (%)	6-20	16	10	11

En los últimos años la industria del aluminio se ha visto sometida a una fuerte competencia debido al uso de otros materiales ligeros en la fabricación de aeronaves. Son varios los motivos que han desembocado en la aparición de nuevos materiales o en una mejora de los existentes.

Por un lado, la seguridad en vuelo. Se hace necesario reducir los fallos estructurales en servicio, debido a las graves consecuencias que un fallo de estas características origina [17]. Por otro lado, motivos de tipo económico. La elevada competitividad existente entre las aerolíneas comerciales hace necesario reducir los costes en vuelo, recurriendo normalmente a la mejora de la eficiencia del combustible.

Una vía para mejorar esa eficiencia es reducir el peso de la aeronave. Eso sí, hay que tener en cuenta que el uso de un material más ligero debe no implique un aumento en los costes de adquisición, fabricación o mantenimiento, que no compensen el ahorro en combustible. Finalmente no hay que olvidar la repercusión medioambiental que tiene la reducción del consumo de combustible [6].

En este sentido son muchos los materiales que se han incorporado en la fabricación de aeronaves. Entre ellos se encuentran las aleaciones de Titanio, los compuestos de matriz metálica (MMC, *Metal Matrix Composites*), la fibra de carbono, la fibra de vidrio o, más recientemente, las estructuras híbridas laminadas combinadas con fibra de vidrio o carbono (FML, *Fiber Metal Laminates*), como el GLARE (*GLass-REinforced aluminium laminate*) [6,11,18-24]. Estos materiales vienen mejorar las propiedades en servicio de las aleaciones tradicionalmente utilizadas, aunque la mayoría de ellos presentan dificultades en el conformado, fundamentalmente en los procesos de mecanizado, que en su mayoría aún no están resueltas.

Aun así, las aleaciones de aluminio siguen constituyendo más del 60% de los materiales utilizados en la fabricación de aviones comerciales (Figura 3.4) [6]. Esto es debido a que los Proyectos Aeronáuticos, especialmente los correspondientes a las aeronaves comerciales, tiene un periodo mínimo de vigencia de 20 años. Adicionalmente, empresas como AIRBUS siguen fabricando sus aviones más *utilitarios* (A320, A319) en estructuras casi integral de Al [25].

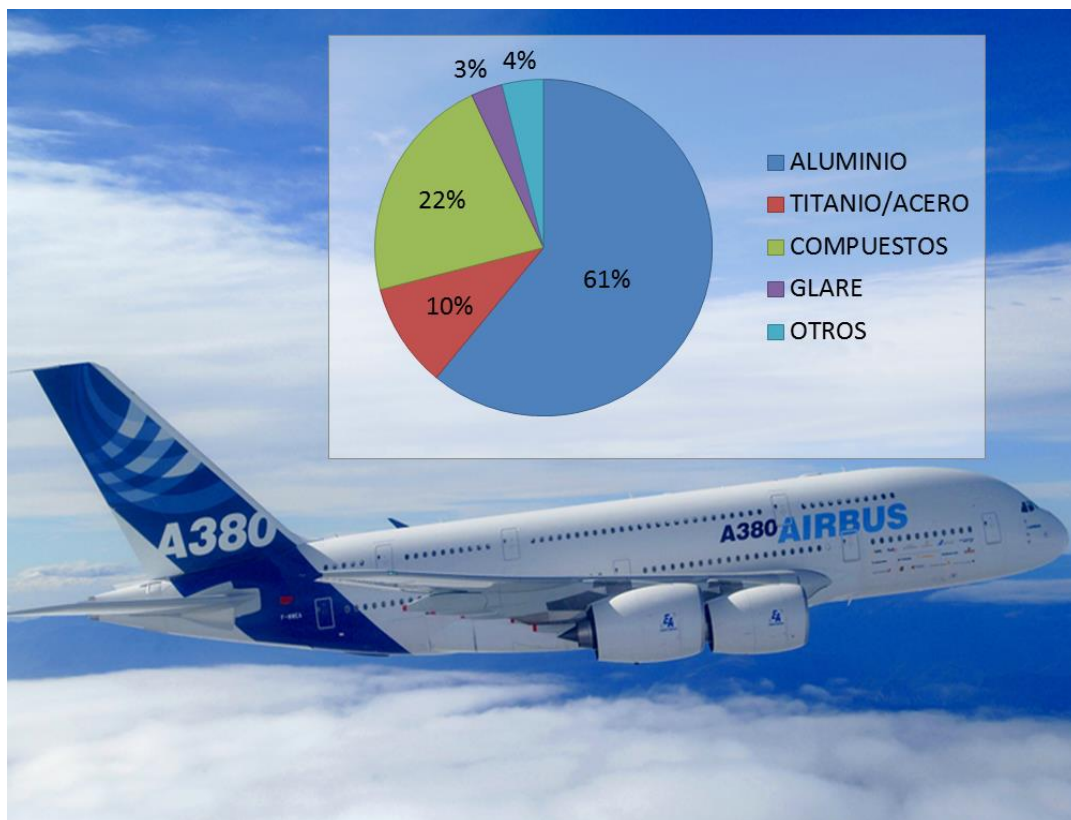


Figura 3.4. Porcentaje de uso de distintos materiales en la fabricación del AIRBUS A380.
Adaptado de [26]

3.3. Mecanizado de aleaciones de aluminio

3.3.1. Introducción

Una vez repasadas las características, propiedades y aplicaciones de las distintas aleaciones de aluminio, se pasará al estudio del comportamiento de dichas aleaciones durante su proceso de conformado mediante arranque de viruta.

Como se ha indicado, una de las propiedades que hace que las aleaciones de aluminio sean ampliamente utilizadas es su facilidad de conformado. Son diversos los procesos de fabricación empleados para la obtención de productos a partir de estas aleaciones, siendo el mecanizado uno de los más empleados en la fabricación de componentes estructurales para aeronaves [27-29].

Por otro lado, tal y como se comentó en el capítulo previo, el rendimiento de cualquier proceso de fabricación depende de aspectos económicos, funcionales, energéticos y medioambientales. En el caso del mecanizado, la mejora de este rendimiento está íntimamente ligada con el estudio de la maquinabilidad del material [30-32].

Como ya se ha estudiado previamente, la maquinabilidad de un material depende de un gran número de variables no siempre independientes (material a mecanizar, herramienta, parámetros de corte, lubricación,...) que afectan a una serie de variables de salida (fuerza de corte, calidad de acabado, temperatura de corte, desgaste y vida de la herramienta,...). Por otro lado, como también se hizo constar, no se encuentran criterios completamente aceptados a la hora de evaluar la maquinabilidad de una determinada aleación. Esto se ve reflejado de igual forma en el estudio de la maquinabilidad de las aleaciones de aluminio.

Por esta razón, a continuación se particularizará este estudio para el caso de las aleaciones de aluminio, realizando una revisión de la bibliografía existente al respecto. Para ello se partirá de los aspectos más genéricos del mecanizado de estas aleaciones, para posteriormente centrar el estudio en el tipo de mecanizado y grupo de aleaciones enmarcadas dentro de la temática de la presente Tesis Doctoral, es decir, en el torneado en seco de aleaciones de aluminio forjadas, de uso en la industria aeroespacial. En este sentido, cabe destacar que la bibliografía existente no es muy prolija y se encuentra bastante dispersa.

3.3.2. Principales problemas durante el mecanizado

Las aleaciones de aluminio se encuentran englobadas dentro del grupo de aleaciones con excelente maquinabilidad, usando la mayoría de los criterios, muy

superior a la del acero o al de otras aleaciones ligeras, como las superaleaciones de titanio o níquel [33,34].

En general, las fuerzas de corte requeridas suelen ser bajas, en comparación con la requerida para mecanizar aceros con resistencia mecánica similar [34], tendiendo a decrecer ligeramente al aumentar la velocidad de corte [35]. Su alta conductividad térmica facilita la evacuación de calor de la zona de corte, lo cual permite el empleo de altas velocidades de corte, consiguiéndose en la mayoría de los casos una excelente vida de la herramienta [1,5]. Sin embargo, son varios los problemas a tener en cuenta en el mecanizado de estas aleaciones, siendo distinta la problemática en el caso de aleaciones de aluminio forjadas y fundidas.

En el caso de aleaciones de aluminio forjadas, son dos los problemas fundamentales a tener en cuenta:

- *Adhesión de material a la herramienta.* Aunque su conductividad térmica es elevada y se facilite la evacuación del calor, el punto de fusión de estas aleaciones es bajo, en torno a los 550°C en la mayor parte de las aleaciones. Las altas temperaturas generadas durante el corte sobrepasan habitualmente estos valores, originando la fusión del material de partida.

Parte de este material fundido pasa a formar parte de la viruta, pero otra parte se incorpora al filo de la herramienta, formando el filo recrecido (BUE), o a la cara de desprendimiento, formando la capa adherida (BUL). Estos fenómenos, principalmente el BUE, originan la alteración de la geometría inicial de la herramienta, repercutiendo en la calidad de acabado obtenido y en la propia vida de la herramienta. Tal y como se ha mencionado con anterioridad, el BUE suele ser inestable, tendiendo a desprenderse y a provocar la pérdida de material en la herramienta, originando su desgaste [36-38].

- *Morfología de la viruta.* La falta de homogeneidad y regularidad en la viruta obtenida durante el mecanizado de estas aleaciones dificulta el establecimiento de relaciones que vinculen su morfología con los parámetros de corte y con las variables de salida del proceso [39-41].

Además, la alta ductilidad que presentan la mayoría de estas aleaciones hace que, en un amplio rango de condiciones de corte, la viruta se deforme plásticamente sin llegar a fragmentarse, dando lugar a la aparición de viruta de tipo continuo, con tendencia a formación de nidos de viruta que originan frecuentes interrupciones en el mecanizado y afectan a la calidad de acabado superficial de la pieza mecanizada (Figura 3.5) [29,33,35].

El control de este tipo de viruta supone un problema importante en el mecanizado de este tipo de aleaciones, sobre todo cuando se recurre a la automatización del proceso. Por ello, son varias las vías utilizadas para

mejorar dicho control. Habitualmente se suele actuar sobre dos aspectos: la geometría de la herramienta o la composición del material mecanizado:

- Por un lado, para conseguir la fragmentación de la viruta, tradicionalmente se ha recurrido a la utilización de herramientas con rompevirutas. Con su uso se consigue que la viruta gire sobre sí misma, facilitándose su fragmentación. Sin embargo, en el caso de las aleaciones de aluminio su utilización presenta un éxito relativo. La facilidad que presentan estas aleaciones para adherirse a la herramienta hace que el hueco existente entre rompevirutas y herramienta se llene de material, modificándose la geometría de la herramienta y desapareciendo su efecto inicial, dando lugar a la aparición de los nidos de viruta.
- Otra de las soluciones propuestas es el aumento del ángulo de desprendimiento de la herramienta. En este sentido, Kouadri et al. [42] realizan un estudio de la influencia de la fuerza de corte y la geometría de la herramienta sobre la segmentación de la viruta y su repercusión en las fluctuaciones de la fuerza de corte, vibraciones y desgaste de la herramienta. El estudio se realiza sobre la aleación de Al-Cu UNS A92024-T351 mecanizada con herramientas de WC-Co. En el mismo se concluye que la frecuencia de segmentación es proporcional a la velocidad de corte. Sin embargo, no existe correlación la longitud de la viruta y la velocidad de corte. Además, se indica que la mejor forma para controlar la segmentación de la viruta es aumentar el ángulo de desprendimiento de la herramienta. Finalmente, se puede decir que tampoco es una solución óptima, dado el debilitamiento del filo que origina, y la posibilidad de reducción de su vida útil [34,35,43].
- Otra opción es recurrir a la modificación de la composición química de la aleación, mediante la utilización de los denominados “*free machining elements*”. Se trata de añadir a la aleación elementos como el plomo, el bismuto, el estaño o el antimonio. Estos elementos presentan una baja solubilidad en el aluminio, por lo que se presentan en forma de glóbulos dispersos en la aleación, facilitando la fragmentación de la viruta, a costa de una reducción de las propiedades mecánicas de la pieza mecanizada. Además, hay que tener en cuenta los problemas medioambientales y de salud que originan la adición de elementos como el plomo [35,44,45].

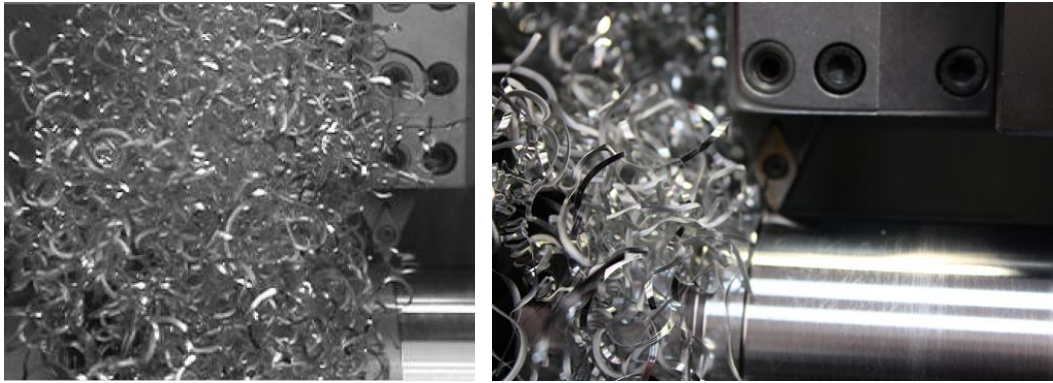


Figura 3.5. Formación de nidos de viruta e influencia sobre el acabado de la pieza durante el mecanizado de la aleación de Al-Zn UNS A97050. Adaptada de [29]

Una problemática distinta es la que afecta a las aleaciones de aluminio fundidas. Las más utilizadas son las series 3XX.X y 4XX.X, cuyo aleante principal es el silicio, en porcentajes entre el 17% y el 23%. Este elemento tiene un punto de fusión muy superior al del aluminio, en torno a los 1400°C, además de una elevada dureza. Las partículas de Si se suelen encontrar en la estructura de la aleación formando grandes granos. Cuando estos granos, de superior dureza al del resto de elementos de la aleación, contactan con el filo de corte, se dividen. Parte de estas partículas de Si pasan a formar parte de la viruta, deslizándose por la cara de desprendimiento de la herramienta, provocando un rápido deterioro de la misma debido al rozamiento, además de producir un rápido aumento de temperatura en la zona de corte.

Por tanto, el problema fundamental que presentan estas aleaciones es el rápido desgaste de la herramienta de corte. En este caso, el mecanismo de desgaste predominante es el de abrasión, frente al de adhesión que es el que predomina en el mecanizado de la mayoría de aleaciones forjadas. Además, las aleaciones de Al-Si requieren de fuerzas de corte superiores a las del resto de aleaciones de aluminio, existiendo una mayor tendencia a la vibración [35,46-48].

El rápido deterioro de las herramientas de carburo al mecanizar las aleaciones de Al-Si hace que se recurra al uso de herramientas de diamante policristalino (PCD) y, más recientemente, al uso de herramientas de carburo con recubrimiento de diamante, siendo el mecanizado de este tipo de aleaciones su principal aplicación. Estas herramientas proporcionan una duración de herramienta prolongada, a cambio de un mayor coste de adquisición [49-51].

3.3.3. Influencia de la microestructura y tratamiento térmico de la aleación

Hasta ahora se ha visto cómo la utilización de un determinado aleante confiere unas determinadas propiedades a la aleación, en función de las cuales son aptas o no para unas aplicaciones concretas. Normalmente, la elección de una aleación u otra se

hace en función de las propiedades en servicio requeridas para el material, obviándose con frecuencia la mayor o menor facilidad del mismo para ser conformado.

Sin embargo, tal y como se comentó en el capítulo 2, aspectos como la presencia de un aleante u otro y su proporción, afectan a aspectos del mecanizado tales como la morfología de la viruta y su control (*free machining elements*), a los mecanismos de desgaste dominantes, a la vida de la herramienta, a la calidad de acabado superficial obtenida, a las fuerzas de corte necesarias o a las vibraciones generadas.

Por otro lado, tal y como se ha indicado previamente, cuando se habla de calidad de acabado superficial en mecanizado hay que tener en cuenta no sólo las características geométricas de la superficie, sino también sus propiedades físico-químicas. Así, durante el mecanizado se producen alteraciones de las propiedades de la capa subyacente de la superficie mecanizada (cambios en la dureza, deformaciones plásticas, recristalización, tensiones residuales,...) que influyen de forma importante en la funcionalidad final de las piezas mecanizadas. En este sentido, factores como la microestructura de la aleación (Figura 3.6) y su dureza, relacionadas de forma directa con el tratamiento térmico empleado, tienen una influencia directa sobre la integridad superficial de las piezas mecanizadas [52,53].

Habitualmente, los estudios sobre maquinabilidad de estas aleaciones han obviado estos aspectos. El continuo desarrollo de nuevas aleaciones, con propiedades mejoradas, hacen necesario un estudio paralelo de cómo estas modificaciones afectan a la maquinabilidad [54].

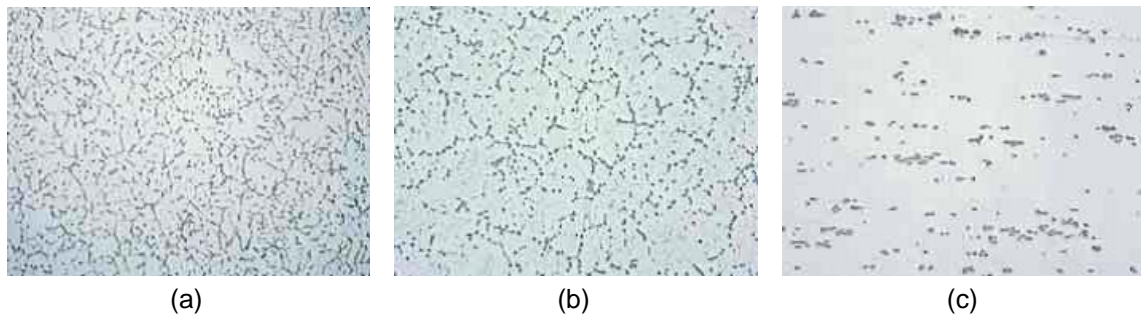


Figura 3.6. Aleación de Al-Cu para moldeo (a) con precipitación eutéctica en límite de grano, (b) con tratamiento térmico de homogeneización y (c) laminada en caliente. Adaptada de [55]

En este sentido, Zander y Sandström [56] proponen un modelo de maquinabilidad, para las aleaciones de aluminio forjadas, que tiene en cuenta la dureza del material, el contenido de la aleación de Bi y Pb, su conductividad térmica y su ductilidad:

$$MAA = 2.3 + 0.024 \cdot HV + 1.9 \cdot (Bi + Pb) + 0,0035 \cdot \lambda - 0.019 \cdot A_s \quad (3.1)$$

siendo MAA el índice de maquinabilidad de la aleación de aluminio, HV a su dureza Vickers, Bi y Pb el porcentaje de bismuto y plomo de la aleación, λ la conductividad térmica de la aleación y A_s su ductilidad (expresada en forma de elongación). Esta

ecuación pone de manifiesto como un aumento de la dureza y de la conductividad térmica de la aleación, así como la presencia de “*free machining elements*” mejoran la maquinabilidad de la aleación, siendo la dureza el factor más influyente. Por el contrario, un aumento de la ductilidad en la misma empeora la maquinabilidad.

Por su parte, Rashad y El-Hossainy [57] realizan un estudio de la evolución de la calidad de acabado superficial con la velocidad de corte y el avance, en el torneado con herramientas de HSS, de la aleación de Al-Zn 7116, sometida a distintos tratamientos térmicos. En este estudio se llega a la conclusión de que los mejores acabados superficiales se consiguen con la aleación sometida a tratamiento térmico T9, que es la que mayor dureza presenta. A su vez, la calidad de acabado superficial empeora al disminuir la dureza de la aleación. Este hecho se justifica por la tendencia a aparición de filo recrecido (BUE) al reducir la dureza del material, lo cual repercute en un empeoramiento del acabado. Este hecho se hace más pronunciado al aumentar el avance y reducir la velocidad de corte.

Resultados similares obtienen Demir y Gündüz [58] que estudian la variación de la rugosidad media aritmética, R_a , y la fuerza de corte, en función de la velocidad de corte, durante el torneado con herramientas de carburo recubierto, de la aleación de Al-Si 6061, sometida a distintos tratamientos térmicos. En este estudio se concluye que el valor de R_a disminuye al aumentar la dureza de la aleación, en función del tratamiento térmico aplicado. Además, el valor de R_a se reduce al aumentar la velocidad de corte, debido fundamentalmente a una reducción en la aparición del filo recrecido (BUE). La fuerza de corte también se reduce al aumentar la velocidad de corte, pero de forma menos significativa que R_a .

Además de la dureza, otros investigadores consideran relevante estudiar la microestructura de la aleación. Así, Rotella et al. [59] realizan un estudio de los cambios microestructurales que se producen durante el torneado en seco de la aleación de Al-Zn UNS A97075-T651 con herramientas de carburo recubierto. En concreto se estudian los cambios sufridos en la dureza del material al ser mecanizados con distintas velocidades de corte y radios de herramienta. Estos cambios en la dureza están originados por cambios en el tamaño de los granos del material al superarse la temperatura de recrystalización. En el estudio se concluye que tanto la velocidad de corte como el radio de la herramienta influyen en la dureza superficial del material una vez mecanizado, por lo que se debe tener en cuenta desde el punto de vista de la integridad superficial obtenida.

Por su parte, Grum y Kisin [60] estudian la importancia de la microestructura del material en las oscilaciones de la fuerza de corte, durante el torneado de distintas aleaciones de Al-Si. En el estudio se concluye que aleaciones con similares propiedades mecánicas, pero con distinta estructura granular, presentan distinto comportamiento al medir las oscilaciones de la fuerza de corte durante el mecanizado.

Por tanto, además de la composición química de las aleaciones de aluminio, hay aspectos como el tratamiento térmico, su microestructura o su dureza, que afectan

al resultado final del mecanizado, por lo que deben ser tenidos en consideración a la hora de intentar mejorar estos procesos de conformado.

3.3.4. Herramientas de corte

Tal y como se ha comentado previamente, uno de los aspectos clave para la consecución de los objetivos del proceso de mecanizado es la correcta selección de la herramienta de corte, de forma que se adecue al material a mecanizar y al proceso y condiciones de corte concretos. Esta selección lleva aparejada dos aspectos: la geometría y el material. La correcta elección de geometría y material de herramienta se hace aún más importante en el caso del mecanizado en seco, donde la ausencia de efecto lubricante y refrigerante del fluido de corte hace mucho más agresivas las condiciones de corte.

Así, para el mecanizado de aleaciones de aluminio los materiales para herramientas más utilizados son:

- Aceros de Alta Velocidad (HSS, *High Speed Steel*).
- Herramientas de carburo cementado, con y sin recubrimiento.
- Diamante Policristalino (PCD, *polycrystalline diamond*)

Los HSS son utilizados en una amplia gama de mecanizados de aleaciones de aluminio con buenos resultados, tanto desde el punto de vista de los acabados como de vida de la herramienta. Su filo debe estar siempre afilado y presentar una superficie bien pulida para alcanzar resultados satisfactorios. Sin embargo, hay un tipo de aleaciones para las que su uso no está recomendado, las aleaciones de aluminio con alto contenido en silicio. Es el caso de la mayor parte de aleaciones de aluminio fundidas. Las características abrasivas del Si hacen que este tipo de herramientas se desgasten de forma rápida, teniendo una vida bastante corta, por lo que su uso está desaconsejado [1,3,61].

Las herramientas de PCD están especialmente indicadas para el mecanizado de aleaciones con alto contenido en silicio. Su elevada dureza las hace adecuadas para resistir el desgaste por abrasión característico de estas aleaciones. Además, se suele utilizar en el mecanizado del resto aleaciones de aluminio en aplicaciones que requieren excelentes acabados. Su bajo coeficiente de rozamiento reduce la tendencia a la adhesión y evita la aparición del filo recrecido (BUE), responsable en la mayoría de los casos de aumentos en la fuerza de corte, reducción de la calidad de acabado y reducción de la vida de la herramienta. Por otro lado, presenta la ventaja de que no existe reactividad química entre el aluminio y el diamante. Su alto coste de adquisición se ve compensado frecuentemente con una mayor duración de la herramienta [1,3,61].

Las herramientas de carburo (generalmente WC), con o sin recubrimiento, son las más empleadas en aplicaciones de mecanizado en general. En el caso del mecanizado de las aleaciones de aluminio permiten el empleo de mayores velocidades de corte que los HSS, sobre todo en el mecanizado de aleaciones de Al-Si, permaneciendo, además, durante más tiempo su filo afilado. Son más frágiles que los HSS por lo que se las suele dotar de un mayor filo de herramienta para darles robustez. Esto hace que se utilicen ángulos de desprendimientos menores, por lo que existe una mayor tendencia a la formación de filo recrecido, sobre todo en el mecanizado de aleaciones de aluminio para forja [1,3,35,61].

Este hecho se ve potenciado cuando se usan herramienta con recubrimiento. Tal y como se indicó en el capítulo 2, los recubrimientos suelen dotar a la herramienta de una peor conductividad térmica, lo que hace que las temperaturas máximas en la zona de corte se alcance de forma más rápida, favoreciendo la rápida fusión de la matriz metálica y el crecimiento del BUL [62,63].

En los últimos años se están empezando a utilizar herramientas de carburo cementado con una fina capa de recubrimiento de diamante o DLC (*Diamond-Like-Carbon*) [51,63,64]. Permiten el mecanizado tanto de aleaciones de aluminio forja (evitan la aparición del BUE) como aleaciones de fundición con alto contenido en silicio, consiguiéndose excelentes acabados y vidas de herramienta. En el mismo sentido, también se están utilizando herramientas cerámicas con recubrimiento de diamante [49].

En cuanto a la geometría de la herramienta, ésta puede ser muy variable en función del tipo de aleación mecanizada y de los distintos problemas que plantee su mecanizado. A título orientativo, la Tabla 3.7 recoge los valores recomendados en manuales de tipo genérico para el mecanizado de este tipo de aleaciones [10,34]. En general, se recomienda un buen afilado del filo y una superficie lo más pulida posible, con el objeto de reducir el rozamiento y, por tanto, reducir los fenómenos de adhesión.

Además, se recomienda el empleo de ángulos de desprendimiento grandes. Esto previene o retrasa la aparición del filo recrecido, aunque reduce la robustez del filo de la herramienta. Sus valores son mayores cuando se emplean herramientas de carburo (5-15°) frente a los HSS (20°), dada la mayor fragilidad de los primeros. Estos valores tienen que ser reducidos en el caso del mecanizado de aleaciones de alto contenido en silicio y en los mecanizados en desbaste, donde prima la tasa de arranque de material frente a los acabados.

En cuanto al ángulo de incidencia, éste debe ser lo más pequeño posible, para evitar el debilitamiento del filo, pero con un valor mínimo para evitar el rozamiento de la herramienta con la superficie mecanizada. En el caso de las herramientas de carburo su valor suele ser algo menor (6°-10°) que en el caso de los HSS (8°-15°), con el objetivo de aumentar la robustez del filo.

Tabla 3.7. Valores de la geometría de la herramienta recomendados para el mecanizado de aleaciones de aluminio en general [34]

Ángulo	HSS	Carburos/Desbaste/PCD
Desprendimiento	20°	5°-15°
Desprendimiento normal	20°	5°-15°
Incidencia	8°-15°	6-8°
Incidencia normal	8°-15°	6°-8°
Posición	5°-15°	5°-15°
Contrafilo	5°	5°

3.3.5. Condiciones de lubricación

Dos de las principales dificultades que presenta el mecanizado de las aleaciones de aluminio están relacionadas con los fenómenos térmicos que tienen lugar durante el corte. Por un lado, las aleaciones forjadas presentan el problema de la formación de filo recrecido, originado en gran medida por la rápida fusión de la matriz de aluminio, que se adhiere a la herramienta. Por otro lado, las aleaciones de fundición presentan el problema del desgaste por abrasión, originado por las partículas de silicio al deslizar por la cara de desprendimiento de la herramienta. Ambos fenómenos se pueden reducir usando un fluido de corte adecuado, que facilite la evacuación del calor de la zona de corte y reduzca el rozamiento de la viruta con la cara de desprendimiento. Por ello, para el mecanizado de las aleaciones de aluminio se recomienda el uso de este tipo de fluidos [34].

Los más utilizados, en el mecanizado de aleaciones de aluminio forjadas, son los aceites solubles mezclados con agua (al 20-30%). Son baratos y son excelentes refrigerantes, por lo que previenen la aparición del filo recrecido. En el caso de aleaciones con alto contenido en Si, se priman las cualidades lubricantes frente a las refrigerantes. En estos casos se suelen utilizar aceites de tipo mineral con aditivos [1,34].

Sin embargo, tal y como se comentó en el capítulo anterior, este tipo de fluidos presentan numerosos problemas desde el punto de vista medioambiental y de salud laboral [65]. La normativa en estos ámbitos, tanto a nivel nacional como internacional, es cada vez más exigente en este sentido [66,67]. Esto está llevando al sector de la industria del mecanizado a desarrollar técnicas que minimicen o eliminen su uso, dado los costes elevados que supone el reciclado de estas sustancias y las medidas de prevención laboral necesarias [68,69].

En el apartado 2.2.6 del capítulo anterior se hizo un repaso a las distintas técnicas utilizadas como alternativa al uso tradicional de fluidos de corte. Entre ellas, la más utilizada en el mecanizado de aluminio forjado de interés en la industria

aeroespacial es el denominado “mecanizado en seco”, que se ejecuta en ausencia total de fluidos de corte [70].

Por otro lado, se comentó como la supresión total de estos fluidos genera unas condiciones muy agresivas en el corte, dado que se eliminan los beneficios lubricantes y refrigerantes de estas sustancias. Esto propicia la aparición de uno de los problemas comentados en estas aleaciones, el filo recrecido. La aparición de este fenómeno, como se ha indicado con anterioridad, da lugar tanto a un desgaste de la herramienta como a un empeoramiento de la calidad y precisión de las piezas obtenidas. Sin embargo, los requisitos de calidad de las piezas fabricadas para la industria aeroespacial son muy exigentes.

Ninguna de las técnicas que reducen el uso de fluidos de corte (MQL) o los elimina (criogénico, refrigeración por aire, en seco...) consigue alcanzar los resultados obtenidos con el uso de los mismos, siendo el mecanizado en seco el que peores resultados origina (acabado superficial, temperatura de corte, fuerzas de corte...) [71].

Estas circunstancias suponen un reto en la tecnología del mecanizado: fabricar piezas con igual o superior calidad, en ausencia de fluidos de corte. Este reto supone una tarea de investigación en varios sentidos. Por un lado, la mejora de los materiales de herramienta y los recubrimientos empleados, así como la optimización de sus geometrías. Por otro, la optimización de los parámetros de corte empleados en el mecanizado, de forma que se puedan alcanzar los objetivos propuestos [72]. Dentro de este ámbito se encuentra enmarcada la presenta Tesis Doctoral.

Además, actualmente, el aluminio se mecaniza en combinación con otros materiales como los compuestos CFRP (Plástico Reforzado con Fibra de Carbono) que no presentan una buena admisión al empleo de fluidos de corte [73,74]. Esto sugiere la necesidad de disponer de datos de la maquinabilidad de las aleaciones de aluminio en seco.

3.3.6. Parámetros de corte

En el capítulo 2 se puso de manifiesto que los resultados obtenidos en el proceso de mecanizado, es decir, los valores de sus variables de salida (calidad de acabado, precisión dimensional, fuerza y potencia de corte, temperatura de corte, desgaste y vida de la herramienta, vibraciones, tasas de eliminación de material...) dependen fuertemente de tres variables de entrada al proceso, denominadas parámetros de corte: velocidad de corte, avance y profundidad de corte. Por tanto, la elección de un valor u otro para estos parámetros dependerá, en primera instancia, de los resultados que se quieran obtener.

Por otra parte, la elección de un determinado valor para estos parámetros estará también condicionada por otra serie de parámetros de entrada al proceso:

propiedades del material a mecanizar, herramienta (material y geometría), condiciones de lubricación y tipo de operación [52,75].

Así, otro de los aspectos fundamentales en la investigación sobre la mejora de los procesos de mecanizado radica en la optimización de estos parámetros, de forma que, bajo unas determinadas condiciones de mecanizado, se obtengan los objetivos perseguidos. Como ha quedado reflejado en el apartado 3.3.5, esta optimización cobra mayor importancia en caso de mecanizados en seco.

Por ello, a continuación se repasarán cuáles son los valores habitualmente utilizados en el mecanizado de aleaciones de aluminio, en general. Posteriormente, en el apartado dedicado a estudiar los criterios de maquinabilidad, se profundizará en mayor medida en la influencia de estos parámetros sobre las variables de salida, para el caso de aleaciones de aluminio forjadas de interés aeroespacial. De este modo, en la Tabla 3.8 se recogen los valores habitualmente utilizados en el mecanizado de las aleaciones de aluminio para forja.

Tabla 3.8. Valores de los parámetros de corte habitualmente utilizados en el mecanizado de aleaciones de aluminio para forja

v (m/min)			a (mm/r)		p (mm)	
Convencional	Convencional Optimizado	MAV	Desbaste	Acabado	Desbaste	Acabado
180 - 900	900 - 1100	1100 - 9000	0,15 - 2	0,05 - 0,15	0,5 - 6	0,5

En cuanto a la *velocidad de corte*, se pretende normalmente que adopte el mayor valor posible, en aras de obtener el mayor ratio de eliminación de material posible y conseguir aumentar la productividad. Sin embargo, hay que tener en cuenta el aumento del desgaste y la reducción de la vida útil de la herramienta con la velocidad.

En el caso de las aleaciones de aluminio, su buena maquinabilidad, en general, permite elevar la velocidad de corte hasta valores muy altos (hasta 9000 m/min en aplicaciones de mecanizado de alta velocidad) sin que la vida de la herramienta se vea afectada en demasía. Normalmente, el límite en la velocidad de corte viene condicionado por las características de la máquina-herramienta (potencia, velocidad de giro máxima, estabilidad) y por las características del material a mecanizar [34,35].

Habitualmente, el material de la herramienta suele ser una limitación, dado que al aumentar la velocidad de corte aumenta la temperatura de corte, reduciéndose las propiedades mecánicas de la mayoría de los materiales para herramientas. Sin embargo, el bajo punto de fusión de las aleaciones de aluminio hace que las temperaturas alcanzadas no sean lo suficientemente altas como para afectar a las propiedades de la herramienta, salvo en el caso las aleaciones con alto contenido en silicio [47,76].

Así, en el mecanizado de las aleaciones de aluminio forjadas se pueden llegar a alcanzar valores de hasta 900 m/min en mecanizados convencionales, aunque lo habitual es no superar los 300 m/min [1]. Es preciso matizar que, aunque el mecanizado de estas aleaciones a bajas velocidades de corte no es recomendable, su uso híbrido con otros materiales (por ejemplo el titanio) limita el valor de la misma, siendo necesario el uso de bajos valores de velocidad de corte [34].

Para el caso de las aleaciones de aluminio fundidas, fundamentalmente las de alto contenido en silicio y sin tratamiento térmico, estos valores se reducen considerablemente, sobre todo al utilizar herramientas de carburo metálico. En este caso no se recomiendan valores superiores a 150 m/min, usando fluido de corte, y 30 m/min en seco. Para el uso de velocidades de corte similares a las utilizadas en el mecanizado de aleaciones forjadas es necesario utilizar herramientas de PCD o carburos recubiertos con una fina capa de diamante [34].

En general, en el mecanizado las aleaciones de aluminio, la fuerza de corte se ve reducida cuando se aumenta la velocidad de corte. Este efecto no es excesivamente importante, siendo prácticamente despreciable a partir de 300 m/min.

Por otra parte, el aumento de la velocidad de corte repercute en la calidad de las piezas obtenidas. Por un lado, se obtienen mejores acabados superficiales, dado que, a temperaturas elevadas, se reduce el riesgo de la formación de BUE. Por otro, se consigue una mejora de la precisión dimensional, por reducción del efecto de la dilatación térmica de la pieza mecanizada [34,77].

El aluminio tiene un coeficiente de dilatación elevado que hace que se necesite mantener la pieza mecanizada fría, para alcanzar la precisión dimensional deseada. El aumento de la velocidad de corte facilita la evacuación del calor de la pieza mecanizada. Además, se reduce el porcentaje del calor total evacuado a través de la pieza, aumentando el evacuado a través de viruta y herramienta.

De este modo, el mecanizado de alta velocidad (MAV) se ha convertido en los últimos tiempos en una de las técnicas de mecanizado más ampliamente utilizadas en la fabricación de piezas para la industria aeroespacial y automovilística, donde los requisitos de calidad exigidos a las piezas son elevados, además de exigirse una alta productividad [47,76-80].

El valor de la velocidad de corte que establece el límite entre el mecanizado convencional y el MAV es frecuentemente difícil de precisar y suele ser bastante arbitrario. Depende fundamentalmente del material que se esté mecanizando, Figura 3.7. En el caso de las aleaciones de aluminio, Campbell [5] establece tres criterios para definir el paso a MAV:

- En términos de velocidad de giro, cuando se utilicen velocidades de giro de cabezal superiores a 10.000 rpm.

- En términos de velocidad de corte frente a fuerza de corte, para valores de la velocidad de corte superiores a 750 m/min, a partir del cual la fuerza de corte alcanza un valor mínimo.
- En términos de vibraciones, mecanizados a velocidades de corte donde la frecuencia de impacto de la herramienta se aproxima a la frecuencia natural del sistema.

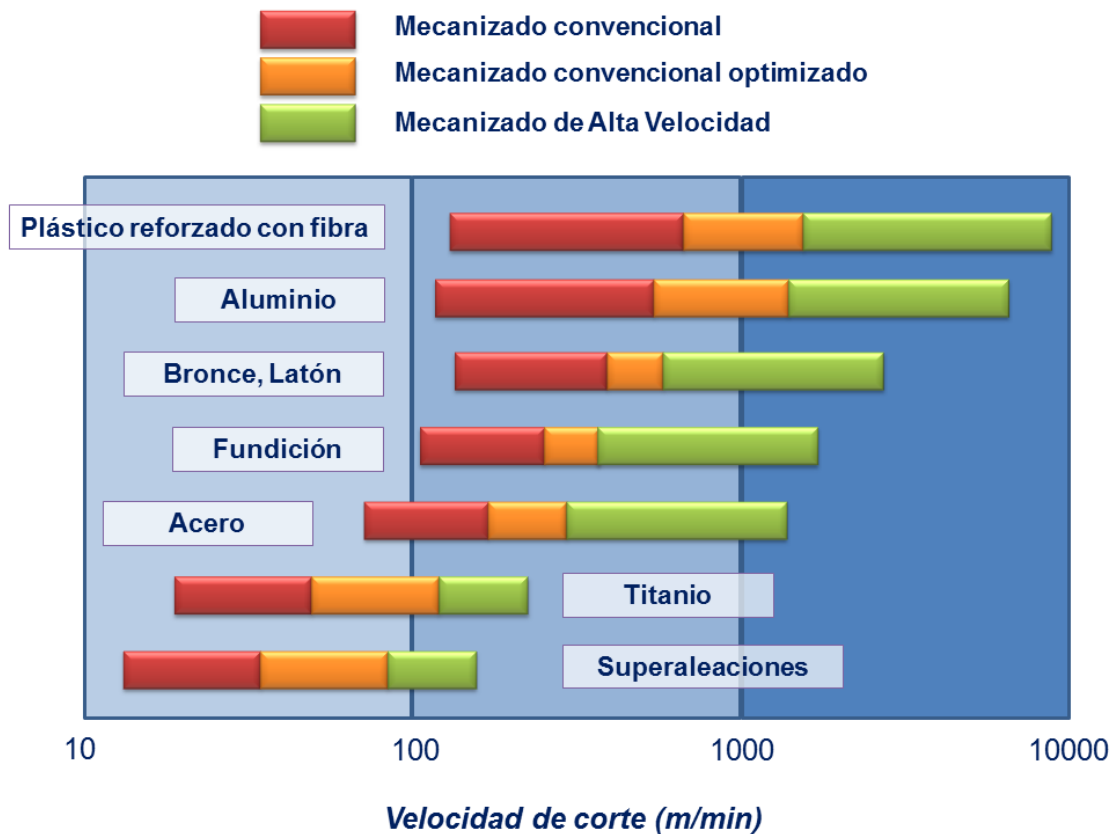


Figura 3.7. Valores de velocidad de corte empleados en el mecanizado de alta velocidad para distintos materiales. Adaptada de [32]

Al hilo de todo lo comentado, las ventajas fundamentales que presenta el MAV frente al mecanizado convencional son las siguientes:

- Elevados ratios de eliminación de material. Es muy útil en aquellos procesos donde la cantidad de material a eliminar es elevado y el tiempo de mecanizado es una parte importante del tiempo total del ciclo productivo de la pieza.
- Reducción de la fuerza de corte. Este hecho hace que el MAV sea adecuado para el mecanizado de piezas con paredes delgadas.
- La reducción de la fuerza de corte permite el aumento de los valores de avance a la vez que se aumenta la velocidad de corte, o lo que es lo

mismo, permite eliminar tamaños de viruta mayores con el mismo valor de fuerza de corte, lo que aumenta la productividad.

- La duración de la herramienta no se ve excesivamente penalizada. Este hecho se debe a que, a pesar de que se produce un aumento de la temperatura en la zona de corte, el punto de fusión del aluminio es suficientemente bajo como para que las temperaturas alcanzadas no sean excesivamente altas, al menos no lo suficiente como para desencadenar fenómenos de desgaste dependientes de la temperatura (difusión, corrosión y fatiga).
- El aumento de la temperatura en la zona de corte previene la aparición del BUE, por lo que la calidad de acabado obtenido es excelente.

El inconveniente fundamental del MAV estriba en el control de las vibraciones y en el coste de las máquinas-herramienta (centros de MAV).

Como se ha puesto de manifiesto, en el MAV la velocidad de corte tiene un efecto predominante sobre la temperatura de corte y los mecanismos de transferencia de calor. En este sentido, Salomon (1931) formuló una teoría al respecto [81], donde se justificaban los buenos resultados obtenidos en el MAV basándose en una reducción de la temperatura de corte con el aumento de la velocidad. Lezanski y Shaw [82] demuestran la falsedad de esta teoría.

Cuando aumenta la velocidad de corte el proceso se hace más adiabático y el calor generado por la deformación del material no puede ser eliminado con rapidez de la zona de corte, debido a la velocidad con la que el material pasa por esta zona. Como consecuencia de esto, se produce un aumento localizado de la temperatura en la zona de corte. El error de la teoría de Salomon viene derivado de la inexactitud del procedimiento de medida de temperatura utilizado (termopar) [79].

Por otro lado, se ha comentado que las temperaturas alcanzadas en la zona de corte no son lo suficientemente altas como para desencadenar los mecanismos de desgaste de difusión, corrosión o fatiga, por lo que la vida de la herramienta no se ve excesivamente afectada en el MAV. Sin embargo, existen excepciones a este criterio general.

Así, Calatoru et al. [78] ponen de manifiesto la existencia de desgaste por difusión en el MAV de la aleación de AL-Zn UNS 97475-T7351 con herramientas de carburo (CW-Co) sin recubrimiento. En este caso las temperaturas alcanzadas favorecen la reactividad del Co con el Al, desencadenándose un mecanismo de desgaste por difusión, que acelera el desgaste de la herramienta, originando un fallo espontáneo e impredecible de la herramienta. Por ello, se recomienda la utilización de recubrimientos en las herramientas de carburo para su uso en MAV.

En cuanto al *avance*, al igual que ocurría con la velocidad de corte, se deberá seleccionar un valor lo más alto posible si se quiere aumentar la tasa de eliminación de material y la productividad. Sin embargo, hay que tener en cuenta ciertas limitaciones.

Por un lado, es el parámetro de corte que una mayor influencia tiene en la calidad de acabado superficial obtenido, en la mayoría de los casos. Su aumento está íntimamente relacionado con el valor de la rugosidad superficial obtenida. Además, favorece la aparición de BUL y BUE, que repercute finalmente sobre dicha calidad. Además, provoca un aumento de la fuerza de corte necesaria, así como de las vibraciones. Para desbastes se suelen utilizar valores que oscilan entre 0,15 y 2 mm/r, mientras que en acabado se suelen utilizar valores entre 0,05 y 0,15 mm/r [34].

En cuanto a la *profundidad de corte*, también debería ser lo más alta posible para garantizar altos ratios de eliminación de material. Sin embargo, al igual que ocurre con la velocidad de corte, existen una serie de limitaciones, como las propiedades mecánicas de la pieza, la sujeción y la generación de vibraciones, el aumento del valor de la fuerza de corte y la potencia requerida. Normalmente se usan valores en desbaste por debajo de los 6 mm, y en torno a los 0,5 mm para acabados [5,34].

3.4. Criterios de maquinabilidad

3.4.1. Generalidades

En el capítulo 2 se analizaron los criterios más ampliamente utilizados en la evaluación de la maquinabilidad de una aleación. El uso de un criterio u otro dependía de los objetivos que se quisieran maximizar en el proceso de mecanizado (vida de herramienta, calidad de acabado, energía consumida...). Por ello, se centraban normalmente en el estudio de alguna de las variables de salida del mecanizado. A continuación, se procederá a analizar qué criterios se utilizan habitualmente en el mecanizado de las aleaciones de aluminio.

Aunque se ha encontrado algún estudio donde se proponen modelos de maquinabilidad basados en las características del material a mecanizar (propiedades mecánicas, composición química), como el visto en [56], estos suelen ser escasos. La mayoría de los estudios de maquinabilidad de estas aleaciones se centra en alguno de estos criterios:

- Morfología de la viruta
- Desgaste o vida de la herramienta
- Fuerza de corte

- Calidad superficial

Como se puede ver, uno de los criterios generales, el basado en el estudio de la temperatura de corte, no está presente. En este sentido, se argumentó con anterioridad que la complejidad de las técnicas y dispositivos necesarios para efectuar su evaluación [83,84] hacen difícil su aplicación práctica.

Normalmente, estos criterios se encuentran interrelacionados, por lo que se deberían tener en cuenta de forma simultánea. Sin embargo, la complejidad de esa tarea hace que las investigaciones estén dirigidas al estudio de uno solo de ellos o, en el caso de abordar varios a la vez, rara vez se estudia la interacción entre los mismos [85].

En este sentido, en manuales generales y catálogos de fabricantes se pueden encontrar clasificaciones genéricas de las aleaciones de aluminio en función de su maquinabilidad, identificando cada aleación con una letra o un número. Este tipo de clasificaciones suelen tener carácter cualitativo y están basadas en trabajos empíricos, donde se analiza la disposición de la viruta obtenida y la calidad de acabado, aunque sin abordar la relación entre ambas.

Así, se pueden encontrar clasificaciones como las dadas en [34], donde se asignan letras de la A (excelente maquinabilidad) a la D (pobre maquinabilidad), Tabla 3.9, o las dadas en [55], donde se asignan números del 1 (excelente maquinabilidad) al 5 (pobre maquinabilidad).

Tabla 3.9. Clasificación general de la maquinabilidad de aleaciones de aluminio forjadas [34]

Serie		Maquinabilidad	Criterio	
1XXX (Al puro)		D-E	A	Viruta pequeña y fragmentada
2XXX (Al-Cu)		A-B		Acabados excelentes
3XXX (Al-Mn)		D-E	B	Viruta rizada fácil de partir
4XXX (Al-Si)		B		Acabados de buenos a excelentes
5XXX (Al-Mg)		C-D-E	C	Viruta continua
6XXX (Al-Mg-Si)		C-D		Buen acabado
7XXX (Al-Zn)		B	D	Viruta continua
8XXX (otros)		A-B		Acabado satisfactorio
			E	Requiere diseños óptimos de herramientas y parámetros de corte para el control de viruta y acabados satisfactorios

En cualquier caso, este tipo de clasificaciones suelen coincidir en asignar la mejor maquinabilidad a las aleaciones de aluminio con tratamiento térmico y la peor maquinabilidad a las aleaciones endurecidas por deformación.

En cuanto al criterio basado en la morfología de la viruta, aunque anteriormente se comentó que no es un criterio válido para la evaluación de la maquinabilidad de las aleaciones de aluminio, se hará un repaso a los estudios existentes al respecto, con el objetivo de exponer los argumentos esgrimidos por distintos investigadores.

3.4.2. Morfología de la viruta

Se ha visto cómo las características morfológicas de la viruta obtenida en un proceso de mecanizado afectan de forma importante a factores como la estabilidad del proceso, la calidad superficial de la pieza mecanizada, la vida de la herramienta, la seguridad del operario o la facilidad para su reciclado [86,87]. Así, la morfología más adecuada será aquella que permita la evacuación de la viruta de la zona de corte de forma rápida y controlada [88].

A su vez, su morfología depende de forma directa de los parámetros de corte empleados, de la geometría de la herramienta y de las propiedades del material a mecanizar [33,42]. Por ello, está justificado el estudio de la evolución de la tipología de la viruta en función de estos parámetros, con el objetivo de evaluar cuáles son las morfologías que dan lugar a operaciones de mecanizado con un mejor rendimiento.

En el caso de las aleaciones de aluminio, se ha mencionado que uno de los problemas habituales durante su mecanizado suele ser el control de la viruta. Bajo un rango de condiciones de corte bastante amplio se suele obtener viruta de tipo continua, que tiende a formar los denominados “nidos de viruta”, Figura 3.5. Estos dificultan el mecanizado y dan lugar a interrupciones frecuentes, dado que tienden a enredarse bien en la pieza mecanizada, afectando a su calidad superficial, bien en la herramienta o el cabezal de giro.

Varias son las soluciones propuestas para solucionar este problema: uso de rompevirutas, modificación de la geometría de la herramienta o adición de aleantes. Sin embargo, se ha visto como ninguna de ellas aporta una solución óptima. Por ello, la única opción posible es estudiar qué combinación de parámetros de corte dan lugar a un tipo de viruta u otra, con el objetivo de seleccionar aquellas combinaciones que faciliten el control de la viruta. Sin embargo, estas combinaciones pueden que no sean las mejores desde el punto de vista de la calidad de acabado superficial obtenida, las fuerzas de corte, etc.

En este sentido, hay investigadores que intentan obtener modelos de comportamiento de la morfología de la viruta, con el fin de mejorar su control y estudiar su repercusión sobre otras variables de salida del proceso. Así, Toropov y Ko [89] hacen hincapié en la importancia de determinar la longitud de contacto de la viruta con

la herramienta de corte, como vía para evaluar la temperatura de corte o la fuerza de corte. Para ello establecen un modelo paramétrico que relaciona esa longitud de contacto con la profundidad de corte y con el factor de recalcado, en el mecanizado de la aleación UNS A96061:

$$\frac{L}{p} = 2,05 \cdot \xi - 0,55 \quad (3.2)$$

siendo L la longitud de contacto viruta herramienta, p la profundidad de corte y ξ el factor de recalcado.

En el mismo sentido, Jared et al. [90] establecen un modelo que determina el radio de curvatura de la viruta, como medio de prever la morfología de la viruta y mejorar su control, en el mecanizado de la aleación UNS A96061:

$$RC = 15042 \cdot \left(\frac{v \cdot I \cdot E}{H} \right) \quad (3.3)$$

donde RC es el radio de curvatura de la viruta, v la velocidad de corte, I el momento de inercia de la sección de la viruta, E el módulo elástico del material y H la dureza del material.

Por su parte, Songmene et al. [27] realizan un estudio sobre la morfología de la viruta en el taladrado de distintas aleaciones de aluminio (A356-T0, A319-T0, 7075-T6 y 6061-T6), bajo distintas velocidades de corte y avances. En este estudio se establece un modelo que establece la forma de la viruta en función del avance, de la velocidad de corte y del material mecanizado:

$$f = a + Ce^{-\left(\frac{v}{B}\right)} \quad (3.4)$$

siendo a el avance, v la velocidad de corte y C y B constantes que dependen del tipo de material mecanizado.

Sin embargo, a pesar de estos estudios puntuales, existe un consenso generalizado entre los investigadores en considerar que la morfología de la viruta no es un buen criterio para evaluar la maquinabilidad de las aleaciones de aluminio.

Así, Sánchez y Marcos [91] muestran que no existe una correspondencia entre la disposición de la viruta y la facilidad de mecanizado, en el caso del mecanizado de las aleaciones de Al-Cu, tal y como ocurría en el caso de los aceros.

En el mismo sentido, Rubio et al. [92] realizan un estudio sobre la tipología de viruta obtenida en el torneado de las aleaciones de Al-Cu UNS A92024 y Al-Zn UNS A97050, bajo distintos valores de parámetros de corte, usando para ello herramientas de WC-Co con recubrimiento de TiN. En este estudio se analiza, además, la calidad de acabado superficial obtenido, evaluada a través de la rugosidad media aritmética.

Los resultados obtenidos muestran, por un lado, que la morfología de la viruta varía de una aleación a otra, bajo la acción de los mismos parámetros de corte. Por otro lado, que desde el punto de vista de la seguridad, hay ciertas tipologías que se muestran en ocasiones como seguras y en otras como no seguras. Finalmente, que se puede obtener el mismo valor de Ra con distintas tipologías de viruta, Figura 3.8. o que la misma tipología de viruta puede originar valores de Ra distintos, Figura 3.9.

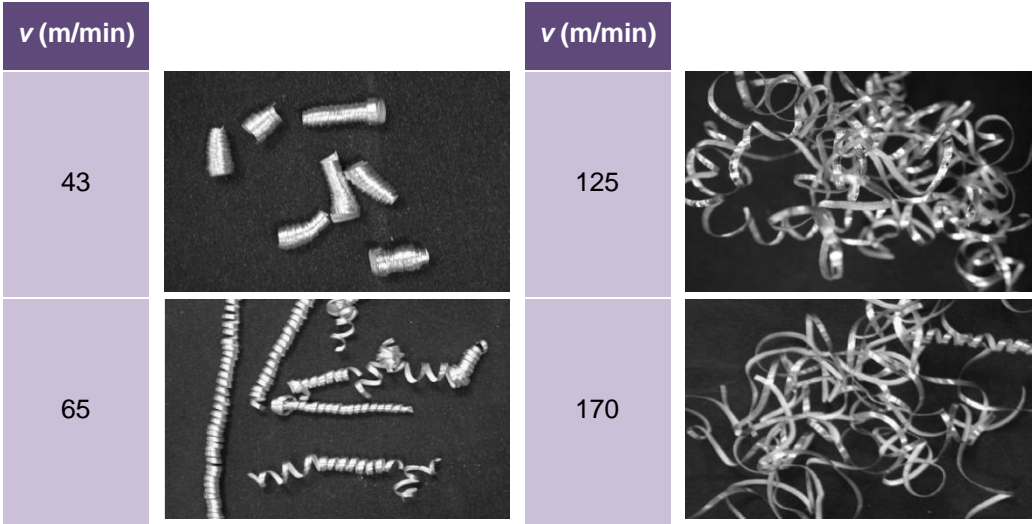


Figura 3.8. Morfología de viruta obtenida durante el mecanizado de la aleación UNS A92024, para distintas velocidades de corte, siendo $a = 0,1$ mm/r y $p = 2$ mm. Los valores de Ra obtenidos en la superficie mecanizada fueron similares. Adaptada de [92]

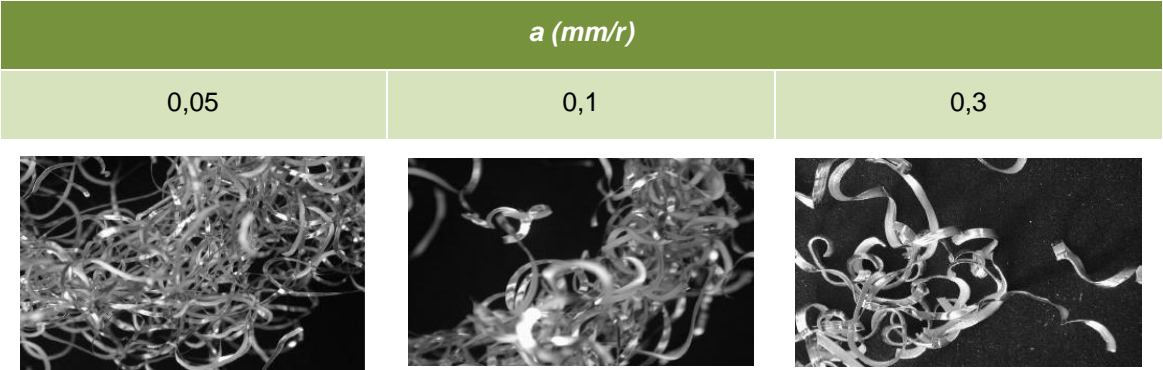


Figura 3.9. Morfología de viruta obtenida durante el mecanizado de la aleación UNS A97050, para distintos avances, siendo $v = 170$ m/min y $p = 2$ mm. Los valores de Ra obtenidos en la pieza mecanizada aumentaron con el valor del avance. Adaptada de [92]

Por tanto, se puede decir que la morfología de la viruta no se debe utilizar como criterio general para evaluar la maquinabilidad de las aleaciones de aluminio. Es necesario, por tanto, recurrir a estudios individuales para cada aleación, con el objetivo de determinar qué parámetros de corte producen una morfología de viruta que permita el mejor control y resultado posibles (calidad de acabado, vida de herramienta, etc.).

3.4.3. Desgaste y vida de la herramienta

La vida de la herramienta es uno de los factores económicos más importantes en el conformado de piezas por arranque de material, tal y como se ha puesto de manifiesto en el capítulo 2. A su vez, la duración de la herramienta está íntimamente relacionada con el desgaste de la misma. El desgaste de la herramienta propicia el alejamiento de la consecución de los objetivos perseguidos durante el proceso de corte: aumenta el coste del proceso, por reposición o reafilado de herramienta y por aumento del consumo energético, además de afectar negativamente a la calidad de las piezas mecanizadas.

El desgaste depende de una gran cantidad de factores, tales como el material a mecanizar, la herramienta de corte (material y geometría), las condiciones de lubricación y los parámetros de corte, fundamentalmente. Estos factores son similares a los que determinan la maquinabilidad de una aleación, por lo que el desgaste de la herramienta o su vida útil son ampliamente utilizados como criterio de maquinabilidad de las aleaciones metálicas. Su inconveniente fundamental estriba en la dificultad técnica, coste y tiempo que implica su medición.

Dada la importancia del desgaste en la consecución de los objetivos del mecanizado, es fundamental conocer cuáles son los mecanismos que lo desencadenan y en qué zona de la herramienta se origina. Esto se hace aún más importante en el caso del mecanizado en seco, en el que las condiciones mecánicas y térmicas son mucho más agresivas [93]. El estudio de cuáles son los parámetros de influencia sobre estos aspectos posibilitará la optimización de los procesos de corte.

En el caso de las aleaciones de aluminio, éstas son consideradas (a excepción de las aleaciones con alto contenido en silicio) como aleaciones cuyo mecanizado conlleva una buena duración de la herramienta de corte [35]. Esto no significa que su mecanizado esté exento de problemas, desde el punto de vista del desgaste y duración de la herramienta.

El bajo punto de fusión que presentan estas aleaciones hace que las temperaturas alcanzadas en la zona de corte no sean excesivamente altas. Por ello, los mecanismos de desgaste predominantes son el de adhesión y abrasión [34]. Únicamente en el caso del mecanizado de alta velocidad, dada las altas temperaturas alcanzadas, se encuentran documentados casos de desgaste por difusión, como el ya comentado en [78], o el que se analizará más adelante en [94].

El mecanismo predominante en la mayoría de las aleaciones de aluminio es el desgaste por adhesión, a excepción de las aleaciones de aluminio fundidas con alto contenido en silicio, donde predomina el desgaste por abrasión [5,34,35,61]. En este último caso, el desgaste de la herramienta y su duración sí suele ser un factor crítico. Por ello, en el mecanizado de estas aleaciones se recomienda el uso de herramientas con alta resistencia al desgaste y a la abrasión, como el PCD o las herramientas de carburo con recubrimiento de diamante.

En este sentido, Yoshikawa y Nishiyama [95] estudian el mecanismo de desgaste de herramientas de carburo cementado con recubrimiento de diamante durante el mecanizado de la aleación A390-T6 con alto contenido en silicio (18% Si). En este estudio se pone de manifiesto la importancia del contenido en Si y tamaño de grano de la aleación.

Así, en aleaciones cuya estructura presenta grandes de granos de Si, el impacto de éstos contra la cara de incidencia de la herramienta hacen que el desgaste en incidencia sea el que determine la duración de la herramienta, Figura 3.10. Dicho impacto origina inicialmente una pérdida de granos del recubrimiento de diamante de la herramienta, seguida de la aparición de grietas que llegan hasta el sustrato y terminan por eliminar la capa de recubrimiento. Este problema se agrava en condiciones nulas de lubricación.

La reducción del desgaste y la prolongación de la vida de la herramienta son factores clave en la consecución del éxito del mecanizado de las aleaciones de Al-Si, sobre todo en el mecanizado en seco. De este modo, las investigaciones en esta dirección están encaminadas a la mejora de propiedades de materiales de herramientas y recubrimientos [96-99], con mayor resistencia al desgaste por abrasión y con superficies más pulidas para reducir el coeficiente de rozamiento [100]. En este sentido también se trabaja en el uso aleantes (*free machining elements*) que hagan las veces de lubricante interno de la aleación [44].

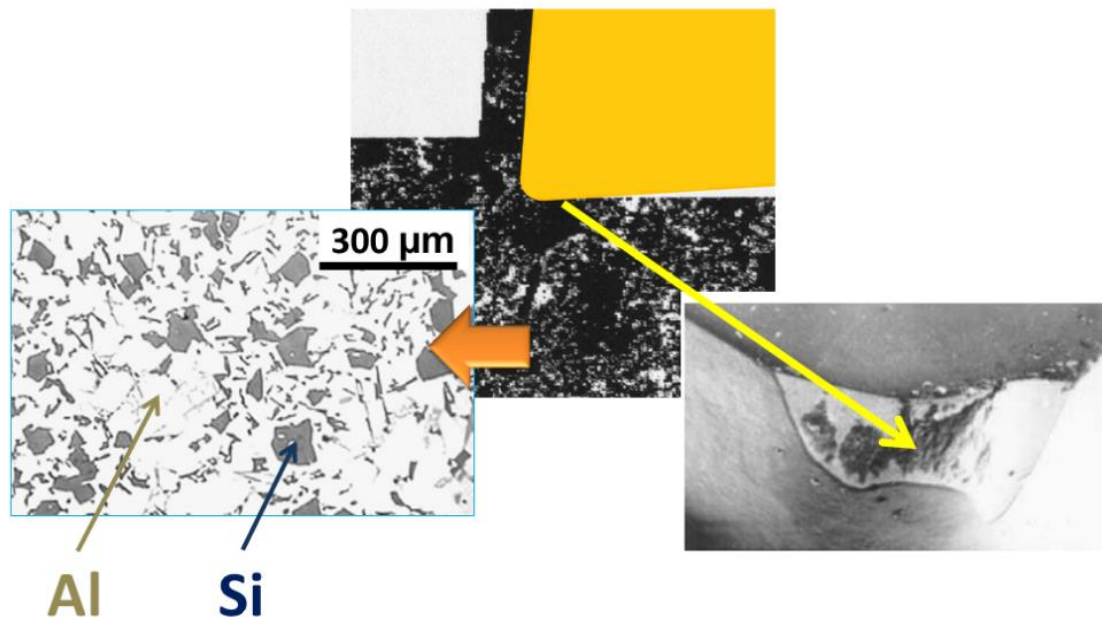


Figura 3.10. Desgaste en incidencia de una herramienta con recubrimiento de diamante (CVD) durante el mecanizado de una aleación de Al-Si con un 18% de contenido en Si.

Adaptada de [95]

En el resto de aleaciones de aluminio, y más en concreto las forjadas con interés en la industria aeroespacial, el mecanismo predominante es el desgaste por

adhesión [36,37,78,93,94,101-103]. Además, se trata de uno de los mecanismos de desgaste que actúa en un rango más amplio de temperaturas [75].

Este tipo de desgaste está originado por causas termomecánicas. Las elevadas temperaturas y presiones que actúan sobre material a mecanizar y herramienta hacen que el material con menor punto de fusión, en este caso la aleación de aluminio, se funda y se incorpore a la herramienta. Este es el fenómeno de desgaste por adhesión indirecta.

Esta incorporación de material tiene lugar en dos zonas de la herramienta: el filo, dando lugar al denominado filo recrecido (BUE, *Built-Up Edge*), y la cara de desprendimiento, dando lugar a la denominada capa adherida (BUL, *Built-Up Layer*). Tal y como se indicó en el capítulo anterior, tradicionalmente se ha considerado como desgaste únicamente las alteraciones que sufre la herramienta debido a la pérdida de material de la herramienta. Sin embargo, la tendencia en los últimos años es a tener en cuenta cualquier tipo de alteración material o geométrica en la herramienta, por lo que este fenómeno de adhesión indirecta debe tenerse en cuenta. Además, las alteraciones geométricas que origina, fundamentalmente el BUE, afectan a la calidad de las piezas obtenidas y a otras de las variables de salida del proceso de corte.

Por otra parte, las elevadas presiones dan lugar a microsoldaduras entre este material adherido y el material de la herramienta. Además, el BUE suele ser inestable, desprendiéndose con facilidad, originando la pérdida de material de la herramienta durante su desprendimiento. Este es el denominado desgaste por adhesión directo.

El desgaste por adhesión de tipo indirecto es el que predomina a bajas temperaturas, dado el menor punto de fusión de la aleación mecanizada. Por otro lado, el aumento de la temperatura favorece la pérdida de propiedades del material más duro, el de la herramienta, por lo que a altas temperaturas predomina el desgaste por adhesión primaria, Figura 2.16.

Dada la importancia de estos fenómenos sobre el desgaste y, por tanto, sobre la vida de la herramienta, se hace necesario conocer con mayor profundidad los mecanismos que originan este tipo de desgaste, con el objetivo de mejorar el rendimiento de los procesos de mecanizado.

Los mecanismos que dan lugar a la aparición de BUL y BUE suelen ser distintos, dependiendo básicamente del material de la pieza y el de la herramienta. La aparición de la capa adherida (BUL) suele estar asociada a las propiedades térmicas y mecánicas del material mecanizado, mientras que la aparición del filo recrecido (BUE) suele estar relacionado con causas mecánicas, debido básicamente a las fuerzas de adhesión que aparecen en la superficie de contacto de la viruta con la herramienta [104,105]. Sin embargo, hasta hace unos años han sido considerados efectos de un mismo fenómeno.

Así, Trent [35,106] estudia estos fenómenos para el caso de los aceros, llegando a la conclusión de que, en primera instancia, se forma el BUE debido a

causas de tipo mecánico. Posteriormente, ese BUE alcanza un espesor crítico, originándose una extrusión del mismo, extendiéndose el material por la cara de desprendimiento de la herramienta. Entonces, se forma el BUL, originado, también, por causas de tipo mecánicas. Por ello BUL y BUE tienen la misma composición química, muy próxima a la de la aleación mecanizada [35,107].

Por otro lado, en el mecanizado de algunas aleaciones solo se observa la aparición de alguno de estos fenómenos, como es el caso del mecanizado de superaleaciones de níquel, donde sólo se observa la aparición de BUE [108].

En otros casos, la propia composición química del material mecanizado juega un papel fundamental en la aparición de estos fenómenos. Así, en el mecanizado de ciertas aleaciones de titanio se forman una serie de capas estratificadas (MBUL, *Multi Built-Up Layer*) compuestas por óxido de titanio, que entorpecen el flujo de viruta y dan lugar a la formación del BUE [109,110].

Para el caso de las aleaciones de aluminio, existe bastante controversia en la forma en la que se originan BUL y BUE, así como en los fenómenos que lo desencadenan [111-113].

Así, Carrilero et al. [37] realizan un estudio de las diferencias microestructurales de BUL y BUE, haciendo uso técnicas de microscopía electrónica (SEM y EDS), para el caso del torneado en seco de la aleación de Al-Cu UNS A92024, haciendo uso de herramientas de WC-Co con recubrimiento de TiN. En este estudio se concluye que los mecanismos que originan la aparición de BUE y BUL son distintos.

Para ello, se realizan distintos ensayos con velocidades de corte entre 40 y 170 m/min y avances entre 0,05 y 0,3 mm/r, manteniendo constante la profundidad de corte, con valor de 2 mm. Los ensayos se repiten para tiempos de corte de 1 segundo y 10 segundos. Haciendo uso de técnicas de microscopía, se miden los espesores de la capa de material adherido en las proximidades del filo y a lo largo de la cara de desprendimiento de la herramienta, Figura 3.11.c. Los resultados ponen de manifiesto una diferencia de espesores de material adherido en los ensayos de 10 segundos de duración con respecto a los de 1 segundo de duración, Figura 3.11.a.

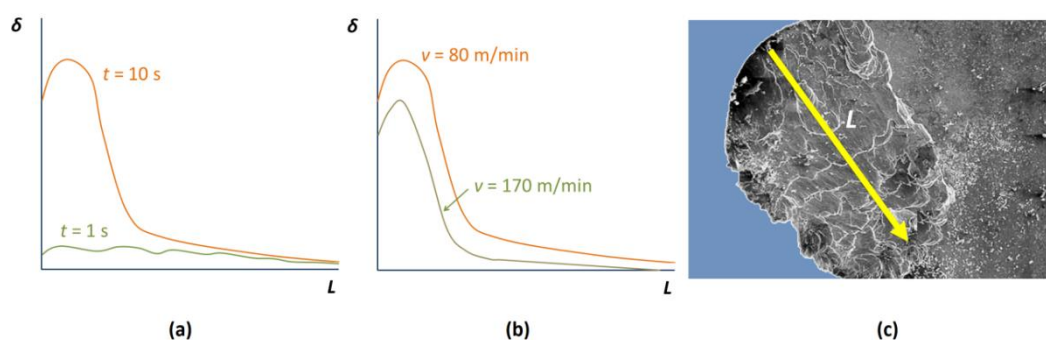


Figura 3.11. Evolución del espesor δ del material adherido a la herramienta en función de (a) el tiempo de mecanizado y (b) la velocidad de corte, a lo largo de (c) la longitud L . Adaptada de [37].

En los ensayos de 10 segundos de duración aparece una multicapa de material desde el filo que se extiende por la cara de desprendimiento de la herramienta. La reducción de espesor no es progresiva, aunque se observa una reducción del BUE al aumentar la velocidad de corte, Figura 3.11.b, de acuerdo con los estudios clásicos. Sin embargo, para los ensayos de 1 segundos de duración, se observa como la capa de material adherido se extiende desde el filo hacia la cara de desprendimiento con un espesor más o menos uniforme. Esto se repite para las distintas combinaciones de velocidades de corte y avances ensayados.

Además, haciendo uso de técnicas EDS, se estudia la composición del material adherido, encontrándose diferencias en dicha composición en función de la duración del ensayo y de la zona de la herramienta estudiada. Todo esto revela que los mecanismos que desencadenan la formación de BUL y BUE son distintos.

Al comienzo del corte, la rápida elevación de la temperatura, favorecida por la baja conductividad del recubrimiento de TiN, hace que se funda la matriz de aluminio del material mecanizado, con menor punto de fusión que los intermetálicos de la aleación (Cu fundamentalmente). Este aluminio se adhiere al filo y a la cara de desprendimiento de la herramienta, mientras que los intermetálicos son arrastrados por la viruta. Esto se pone de manifiesto por la composición cercana al aluminio puro de la capa adherida. El BUL aparece de forma casi inmediata, debido en este caso a un fenómeno de tipo termomecánico.

Una vez formado el BUL, el aluminio acumulado hace que aumente la conductividad térmica de la herramienta y se reduzca la dureza de la zona de corte. Esto origina una reducción de la temperatura de corte con respecto a los valores iniciales, por lo que no se alcanza la temperatura de fusión del aluminio. A partir de ese momento comienza a formarse el BUE, en este caso con una composición próxima a la de la aleación, por lo que su mecanismo de formación, en este caso, es de tipo mecánico, Figura 3.12.

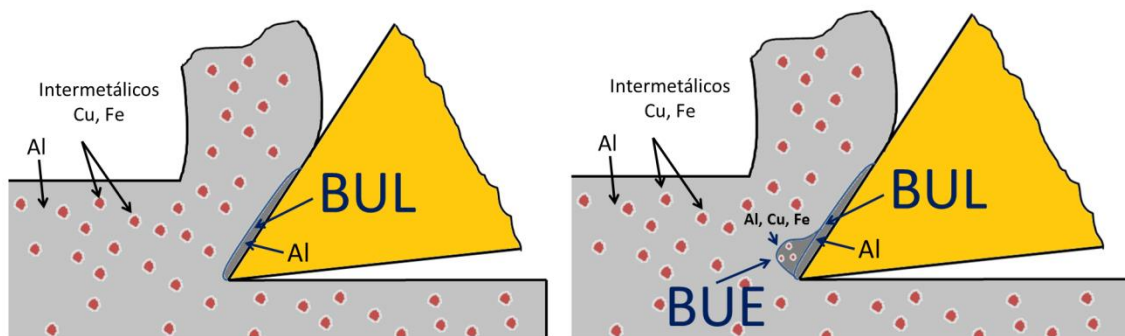


Figura 3.12. Mecanismos de formación de BUE y BUL en el torneado en seco de la aleación UNS A92024 con herramientas de WC-Co y recubrimiento de TiN. Adaptada de [37]

Por su parte, List et al. [94] realizan un estudio de los mecanismos de desgaste en el mecanizado en seco de la aleación de Al-Cu UNS A92024, con herramientas de WC-Co sin recubrimiento, concluyendo que los mecanismos de desgaste son distintos

en función del rango de velocidades de corte empleadas, en contra de lo expuesto en [37]. En este estudio se realizan ensayos con duración entre 7 y 28 minutos, con velocidades de corte entre 30 y 360 m/min, avances entre 0,1 y 0,3 mm/r, y profundidad de corte de 4 mm.

Para el rango de velocidades de 30 a 60 m/min, combinadas con avances de 0,1 mm/r, se justifica que las bajas temperaturas alcanzadas y las altas presiones generadas provocan la aparición de BUE, con composición cercana al de la aleación mecanizada, debido a efectos mecánicos, no detectándose la aparición de BUL. Además, se indica que ese BUL es muy inestable, desprendiéndose frecuentemente y originando un fenómeno de desgaste por abrasión, al deslizar estos fragmentos por la cara de desprendimiento de la herramienta.

En este sentido se propone un aumento del ángulo de desprendimiento de la herramienta y un mayor pulimento de su superficie (reducir el coeficiente de rozamiento), con el objetivo de reducir el desgaste originado por la aparición de BUE en el rango de bajas velocidades de corte estudiadas.

Por otro lado, a altas velocidades de corte, 180 y 360 m/min, combinadas con avances de 0,1 mm/r, o la velocidad de 60 m/min combinada con avances de 0,3 mm/r, originan unos mayores valores de temperatura que en los ensayos anteriores. Esto hace que se reduzca el espesor del BUE, de acuerdo con los estudios clásicos, y aparezca el BUL, por fusión de la aleación y su adhesión a la cara de desprendimiento de la herramienta. Por tanto, el mecanismo que origina la aparición del BUL es de tipo termomecánico.

Además se detecta una reactividad entre el aluminio y el Co del sustrato de la herramienta, originando un fenómeno de desgaste por difusión. En este sentido, se indica que este desgaste por difusión se reduce al aumentar la velocidad de corte. Esto se justifica por el hecho de que al aumentar la velocidad de corte se detecta un aumento en el espesor del BUL, que genera una capa protectora que reduce el desgaste por difusión. Esa capa también origina una reducción del coeficiente de rozamiento en la cara de desprendimiento de la herramienta, reduciendo el desgaste por abrasión.

Por tanto, a bajas velocidades de corte predominan los efectos mecánicos, apareciendo BUE, mientras que a altas velocidades predominan los efectos termomecánicos, formándose BUL y reduciéndose el BUE, a la vez que se desencadena un desgaste por difusión, Figura 3.13.

Las diferencias de estos resultados con lo expuesto en [37] pueden estribar en el tipo de herramienta utilizado, que en este caso no lleva recubrimiento. Como se comentó en el apartado 2.2.5 del capítulo 2, el uso de recubrimiento reduce la conductividad térmica de la herramienta. Esto origina que la temperatura en la zona de corte aumente de forma más rápida en las herramientas recubiertas, apareciendo BUL antes que le BUE, debido a fenómenos termomecánicos. Además, el recubrimiento de TiN evita la reactividad del Al con el Co, no detectándose desgaste por difusión.

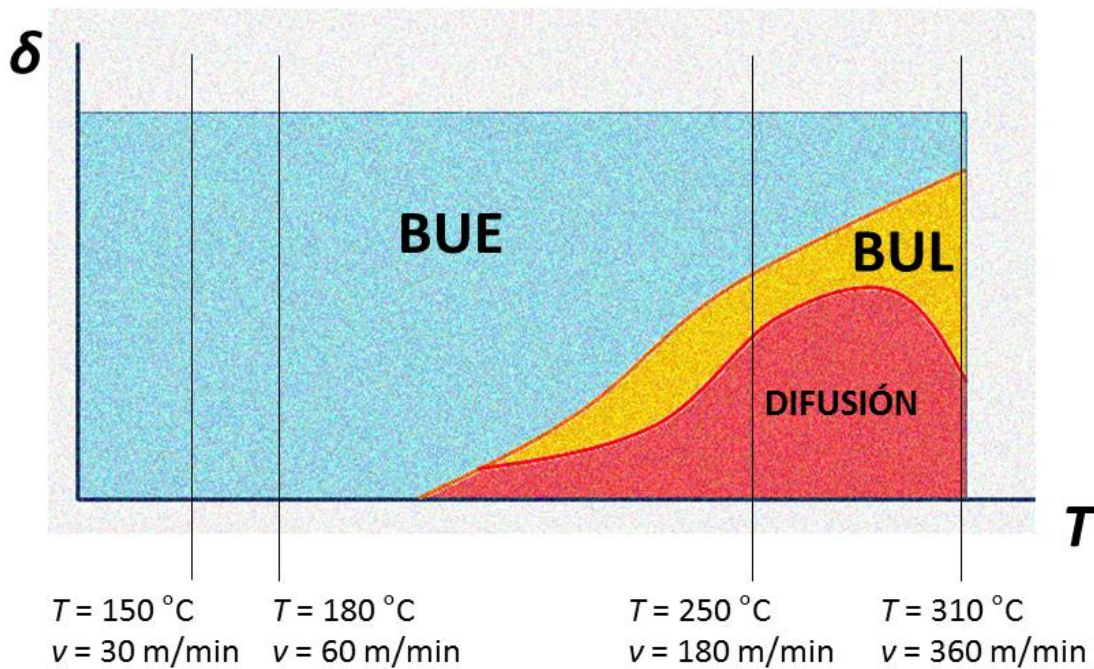


Figura 3.13. Mecanismos de desgaste en el mecanizado de la aleación UNS A92024 con herramientas de WC-Co sin recubrimiento. Adaptada de [94]

Por su parte, Sánchez et al. [36] estudian los mecanismos de formación de BUL y BUE en el torneado en seco de la aleación de Al-Cu UNS A92024 y de la aleación de Al-Zn UNS A97050, utilizando herramientas de WC-Co con recubrimiento de TiN. Para la realización de los ensayos se utilizan velocidades de corte entre 40 y 200 m/min, avances entre 0,05 y 0,3 mm/r y profundidad de corte constante de 2 mm. Los ensayos se repiten para ensayos de corta duración ($t < 10\text{ s}$) y ensayos de mayor duración ($t > 10\text{ s}$).

Los resultados obtenidos en los ensayos de corta duración ($t < 10\text{ s}$) coinciden con lo expuesto en [37], tanto para la aleación UNS A92024 como para la aleación UNS A97050. En el caso de los ensayos de larga duración ($t > 10\text{ s}$), se detecta un cambio en la morfología del material adherido a la herramienta, respecto de los ensayos cortos. En este caso no hay diferencias de espesores entre el material adherido en las proximidades del filo y el adherido en la cara de desprendimiento. Es decir, BUL y BUE presentan el mismo espesor.

Este hecho se justifica mediante la realización de un análisis EDS del material adherido en la cara de desprendimiento. Este análisis revela la existencia de una capa inferior con composición cercana al aluminio puro, que se corresponde con la formación de BUL en los primeros instantes del mecanizado. Por encima de esta capa inferior se detecta otra capa con composición cercana a la de la aleación mecanizada.

La existencia de esta segunda capa se debe a que el BUE, una vez que alcanza un espesor crítico, se deforma por la acción de esfuerzos mecánicos, que provocan su extrusión a lo largo de la cara de desprendimiento de la herramienta, formando un BUL secundario, coincidiendo con lo visto en [35,106] para los aceros.

Esta segunda capa de material oculta la capa de BUL inicial, uniformizando los espesores de la capa adherida desde al filo hacia el interior de la cara de desprendimiento de la herramienta, Figura 3.14.

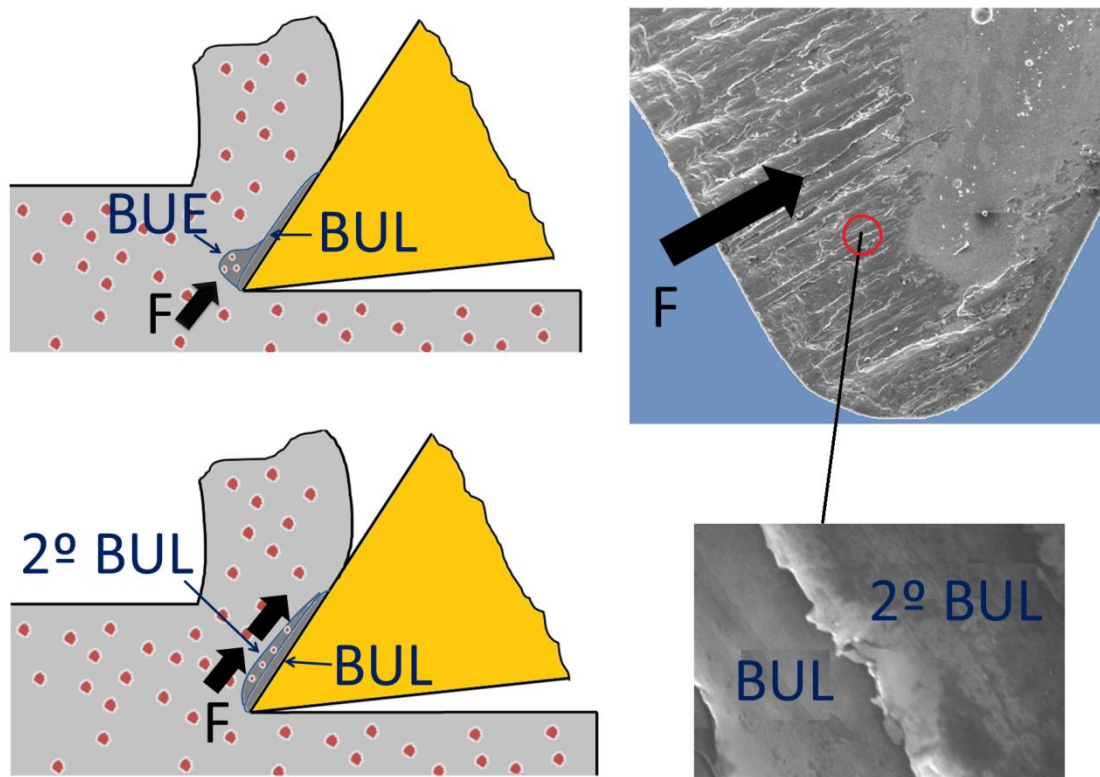


Figura 3.14. Formación de la 2ª capa de BUL por extrusión del BUE. Adaptada de [36]

Gómez Parra et al. [102] estudian los mecanismos de formación de BUL y BUE y su influencia sobre la calidad de acabado superficial durante el torneado en seco de las aleaciones UNS A92024 y UNS A97050. Coincidiendo con [36,37], se indica que en primer lugar tiene lugar la formación del BUL por causas termomecánicas, con composición próxima a la del aluminio puro, en los primeros instantes del mecanizado. Posteriormente se forma el BUE, de composición próxima a la de la aleación mecanizada, por causas mecánicas. También se detecta la formación de un segundo BUL como consecuencia de un proceso de extrusión del BUE.

De esta forma, se identifican dos zonas dentro de la capa de material adherida a la cara de desprendimiento (BUL). Una zona interior, uniformemente depositada en la cara de desprendimiento y una zona exterior formada por la extrusión del BUE por la acción de la viruta sobre la superficie de la herramienta, que presenta la dirección de la deformación (Figura 3.15). Estas dos zonas son consecuencia de la evolución del BUL y el BUE y de sus mecanismos de formación.

Además, se estudia la influencia sobre la velocidad e intensidad en la formación de BUL y BUE cuando se usan herramientas sin recubrimiento (WC-Co) y herramientas recubiertas (WC-Co con recubrimiento de TiN). En este sentido, se observa que el primer BUL se forma más rápidamente y presenta una mayor

intensidad (mayor cantidad de material adherido) cuando se usan herramientas recubiertas (Figura 3.16). Esto se justifica por la menor conductividad térmica del recubrimiento, que origina un aumento más rápido de la temperatura en la zona de corte en los primeros instantes del mecanizado.

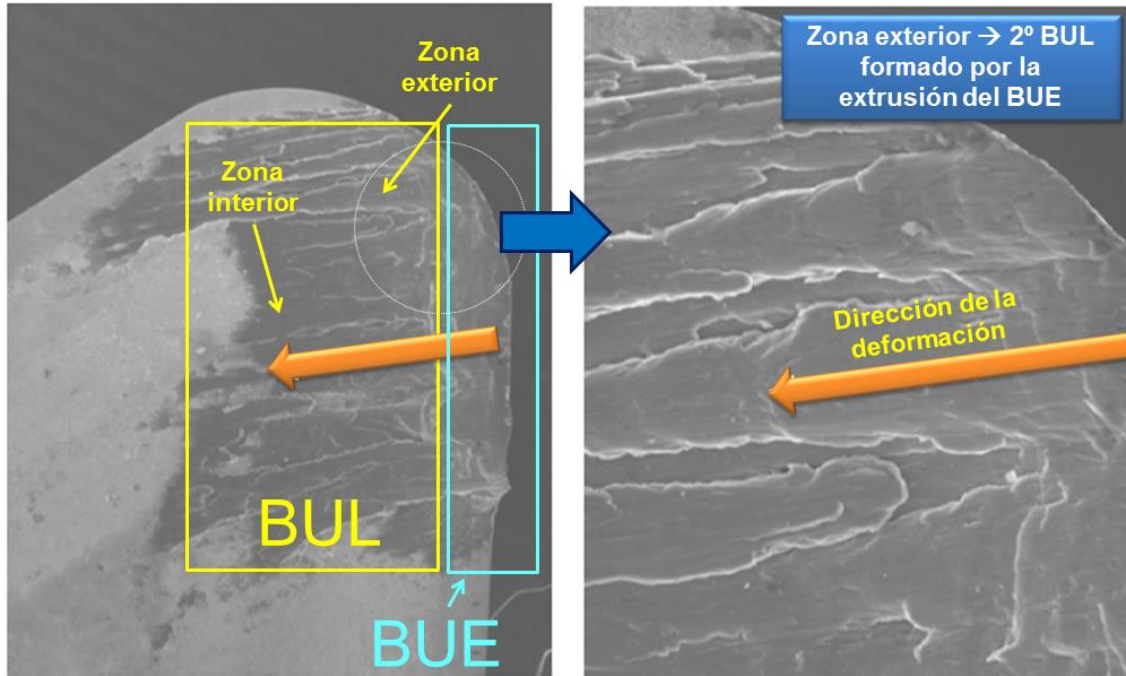


Figura 3.15. Imágenes SEM de una herramienta de corte de WC-Co sin recubrimiento tras 30 s de mecanizado en seco de la aleación UNS A92024, donde se muestran las zonas interior y exterior del BUL (BUL primario y secundario). Adaptada de [102]

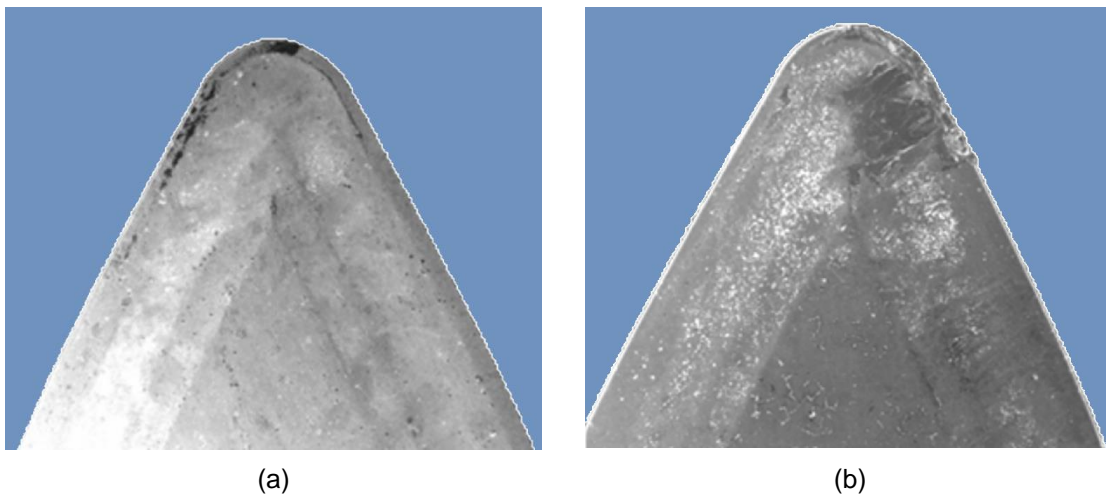


Figura 3.16. Imágenes SEM de herramientas utilizadas en el torneado en seco de la aleación UNS A97050 bajo los mismos parámetros de corte; (a) sin recubrimiento; (b) con recubrimiento. Adaptada de [102]

Por otro lado, los autores analizan la influencia de los parámetros de corte en la intensidad de aparición de BUL y BUE, llegando a la conclusión de que la intensidad

de estos fenómenos aumenta al aumentar el avance. Esto ocurre también al aumentar la velocidad de corte, en el rango de velocidades considerado (45 a 170 m/min).

Finalmente, se encuentra una relación entre la evolución del BUL y BUE y las variaciones de la calidad superficial a lo largo de la longitud de mecanizado, evaluada a través de R_a . De esta forma, se detectan reducciones en los valores de R_a coincidiendo con el período de aumento de espesor del BUE, que origina una reducción del ángulo de posición del filo de la herramienta que da lugar a una reducción del valor de R_a .

Por su parte, Gökkaya [103] realiza un estudio de la evolución del BUE en el mecanizado en seco de la aleación de Al-Cu UNS A92014-T4, usando para ello herramientas de carburo metálico sin recubrimiento. Para ello realiza ensayo con distintas velocidades de corte (200-500 m/min) y avance (0,1-0,3 mm/r), manteniendo la profundidad de corte constante, con valor 1,5 mm.

En el mismo se concluye que un aumento de la velocidad de corte da lugar a una reducción en la aparición del BUE, debido a las altas temperaturas generadas, recomendando el uso de la velocidad más alta, 500 m/min, para prevenir la aparición del filo recrecido y conseguir unos mejores acabados superficiales.

3.4.4. Fuerza de corte

Tal y como se estudió en el capítulo 2, un aspecto fundamental en el diseño de los procesos de mecanizado es la determinación de las fuerzas necesarias para que tenga lugar el proceso de corte. Estos valores se utilizarán para dimensionar el conjunto de elementos que intervienen en el proceso (herramienta, elementos auxiliares, sujeciones, máquina-herramienta, la propia pieza...), así como la potencia necesaria.

En el apartado 2.3.1 del capítulo 2 se analizaron los distintos factores (variables de entrada) que intervienen en el resultado final de la fuerza de corte (material a mecanizar, geometría y material de la herramienta, condiciones de lubricación y parámetros de corte, entre otros. Además, se vio como dicha fuerzas de corte se encuentran sometidas a una variabilidad en el tiempo, debido a la variabilidad de las entradas al proceso y, también, de algunas de las salidas, como el desgaste de la herramienta o las vibraciones.

Por todo ello, fuerza de corte y maquinabilidad están íntimamente ligadas, por lo que suele ser un criterio de maquinabilidad ampliamente utilizado en los procesos de mecanizado de aleaciones metálicas y, por ende, de las aleaciones de aluminio.

Además, parece lógico pensar que, con el objetivo de simplificar su estudio, se fijen ciertos parámetros de entrada, como la herramienta de corte a emplear, el material a mecanizar o las condiciones de lubricación. De este modo, su análisis como criterio de maquinabilidad queda sujeto al análisis de la influencia de los parámetros

de corte: avance, profundidad de corte y velocidad de corte. En esta dirección se encaminan la mayor parte de los estudios al respecto, encontrados en la bibliografía consultada.

En general, las aleaciones de aluminio se mecanizan con la aplicación de valores de fuerza de corte relativamente pequeños, en comparación con otras aleaciones metálicas. Estos valores son menores de los esperados, si se tiene en cuenta las buenas propiedades mecánicas de estas aleaciones. Así, aleaciones de aluminio, con propiedades mecánicas similares a las de algunos aceros, requieren un 35% de la fuerza de corte necesaria para mecanizar estos últimos. Esto permite la aplicación de ratios de eliminación de material superiores para un mismo valor de fuerza de corte [34,35].

Durante el mecanizado de la mayoría de aleaciones de aluminio, los valores más altos de fuerza de corte se obtienen para valores de velocidad de corte bajos, existiendo una tendencia a decrecer la fuerza de corte al aumentar la velocidad [5,34,35]. De este modo, en [34] se estudia esta evolución para distintas aleaciones de aluminio (6061-T651, 2024-T351, 356-T51, F132-T5 y 2011-T3), mecanizadas con herramientas de HSS. En todas ellas, la fuerza decrece al aumentar la velocidad, excepto en la 2011-T3, donde aumenta. En el rango de velocidades de corte entre 30 y 150 m/min se origina una amplia reducción de la fuerza de corte al aumentar la velocidad. Esta reducción es más suave al pasar de 150 a 300 m/min, volviéndose el valor de la fuerza de corte asintótica a partir de 300 m/min, Figura 3.17.

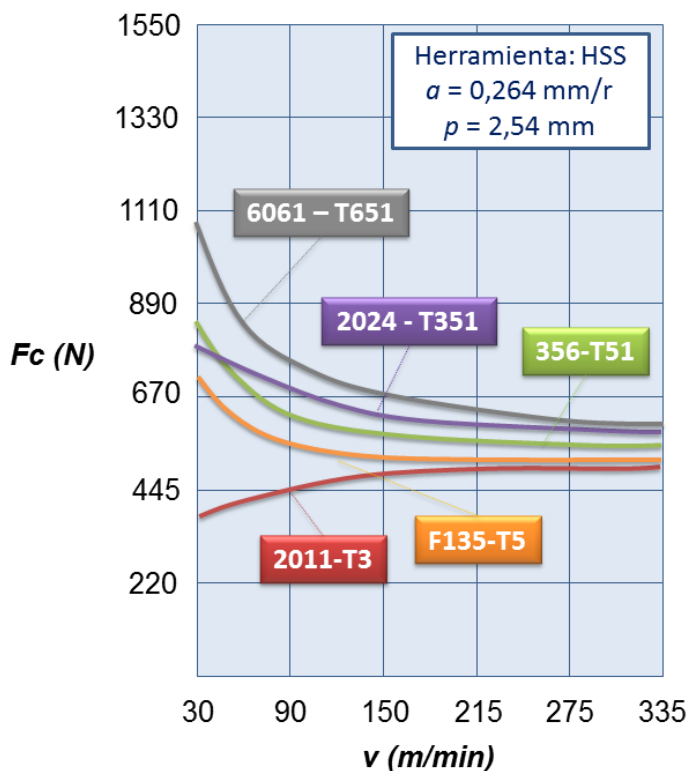


Figura 3.17. Evolución de la fuerza de corte con la velocidad de corte para varias aleaciones de aluminio. Adaptada de [34]

Este punto, donde la fuerza de corte no se reduce al aumentar la velocidad de corte, es utilizado en ocasiones como el límite entre el mecanizado convencional y el mecanizado de alta velocidad [5].

En cuanto al avance y la profundidad de corte, sus valores están íntimamente ligados con la sección de la viruta y, por tanto, con la cantidad de material a eliminar. De este modo, aumentos en la profundidad de corte originan aumentos en la fuerza de corte [34].

En el caso del avance, su aumento origina un aumento de las fuerzas de corte. De hecho, como se desprende de los estudios al respecto encontrados en la bibliografía consultada, su repercusión sobre el valor de la fuerza de corte es muy superior al de la velocidad de corte [28,114-118].

En cuanto al torneado de aleaciones de aluminio de interés aeroespacial, Carrilero et al. [114,115] realizan un estudio de la evolución de la fuerza de corte en función del avance y la velocidad de corte, en el torneado en seco de la aleación de Al-Cu UNS A92024-T351, usando herramientas de WC-Co con recubrimiento de TiN. Para ello se realizan diversos ensayos, utilizando un rango de velocidades de corte entre 43 y 170 m/min, avances entre 0,05 y 0,3 mm/r y profundidad de corte constante de valor 2 mm. Los ensayos se realizan para una duración de 10 segundos. De estos estudios se deriva que el parámetro que más influye sobre la fuerza de corte es el avance.

Para valores de avance de 0,3 mm/r se obtienen los mayores valores de fuerza de corte, entre 2 y 3 veces superiores a los obtenidos para 0,05 y 0,1 mm/r, siendo muy similares los valores en los dos últimos casos. Por otro lado, se observa como para el rango de 0,05 a 0,1 mm/r la fuerza de corte permanece prácticamente constante al aumentar la velocidad de corte, en contra de lo expuesto en [5,34,35]. Para avances de 0,3 mm/r se observa un suave descenso de la fuerza de corte al aumentar la velocidad de corte de 43 a 85 m/min, para volverse constante en el rango de 85 a 170 m/min. En este sentido, se recomienda el uso de avances bajos y velocidades de corte altas. Los mismos autores sugieren la realización de ensayos de mayor duración que permitan confirmar estas tendencias.

Además, en [115] se realiza un estudio paralelo de la calidad de acabado superficial, evaluada en términos de rugosidad media aritmética (R_a), en función de los mismos parámetros, avance y velocidad de corte. Los resultados muestran tendencias idénticas a las obtenidas para la fuerza de corte. Esto sugiere la búsqueda de una correlación entre R_a y F_c , que permita utilizar la calidad de acabado como criterio de maquinabilidad, pero obteniendo su valor a través de la de la fuerza de corte, de más sencilla medición. Esto evitaría laboriosos procesos de medida de rugosidad, que implican la parada de la máquina y la extracción de las piezas para su medición.

En este sentido, los mismos autores [116] proponen un modelo paramétrico de tipo potencial para la fuerza de corte y la rugosidad media aritmética, del tipo:

$$F_c = k_1 \cdot v^n \cdot a^m \quad (3.5)$$

$$Ra = k_2 \cdot v^x \cdot a^y \quad (3.6)$$

donde v es la velocidad de corte, a el avance, y n , m , x , y , k_1 y k_2 son constantes.

De este modo, se propone un modelo paramétrico potencial que relacione la fuerza de corte con la rugosidad media aritmética, en la forma:

$$Ra = k \cdot F_c^b \quad (3.7)$$

donde a y b son constantes.

Sebastián et al. [28], y Salguero et al. [118], proponen modelos idénticos a los expresados en (3.5) y (3.7), obteniendo los valores de los exponentes y las constantes, mediante ajuste por regresión lineal múltiple de los valores experimentales, quedando los modelos como siguen (escala log-log):

$$F_c = 2,96 \cdot v^{-0,14} \cdot a^{0,78} \quad (3.8)$$

$$Ra = 7,6 \cdot 10^{-4} \cdot F_c^{1,55} \quad (3.9)$$

Por su parte, Sánchez Sola [29] realiza un estudio en los mismos términos expuestos en [28,114-116,118], ampliando en este caso el análisis a la aleación de Al-Zn UNS A97050-T74511. Los resultados obtenidos presentan valores y tendencias similares a los expuestos en [28,114-116,118], tanto para la aleación UNS A92024 como para la UNS A97050.

Gökkaya [103] realiza un análisis de la evolución de la fuerza de corte en función de la velocidad de corte y el avance, en el torneado en seco de la aleación de Al-Cu UNS A92014-T4, haciendo uso de herramientas de WC-Co sin recubrimiento. Para ello, recurre a técnicas de diseño de experimentos, evaluando los valores de la fuerza de corte en el rango de velocidades de corte de 200 a 500 m/min, con avances entre 0,1 y 0,3 mm/r, manteniendo constante la profundidad de corte en 1,5 mm. Los resultados obtenidos muestran que los mayores valores de la fuerza de corte se obtienen para avances de 0,3 mm/r, existiendo una tendencia a reducirse la fuerza de corte al reducir el avance. En cuanto a la velocidad de corte, la influencia es menor que la del avance, existiendo una tendencia a reducirse de forma suave la fuerza de corte al aumentar la velocidad de corte.

Mabrouki et al. [119] realizan un estudio similar para el torneado en seco de la aleación UNS A92024-T351, usando herramientas de carburo sin recubrimiento, con valores de velocidad de corte entre 200 y 800 m/min y avances entre 0,3 mm/r y 0,5 mm/r. En este caso se hace uso de modelos de predicción contruidos mediante el Método de Elementos Finitos, contrastando los resultados de la simulación con los

resultados obtenidos experimentalmente, encontrándose buena concordancia entre los mismos. Los resultados obtenidos están en línea con los expuestos en [103].

Por tanto, como se ha puesto de manifiesto, el comportamiento de la fuerza de corte en el mecanizado de las aleaciones de aluminio presenta comportamientos que dependen en la mayoría de los casos de las condiciones de corte que se impongan. En general, el avance tiene una mayor influencia que la velocidad de corte, recomendándose la utilización de avances bajos y velocidades de corte altas para la obtención de las menores fuerzas de corte posibles.

De cualquier forma, la escasez de estudios al respecto, en cuanto a aleaciones de aluminio de interés aeroespacial, sugiere la realización de estudios concretos para cada aleación y condiciones de corte impuestas.

3.4.5. Calidad Superficial

Como se ha visto anteriormente, uno de los criterios de maquinabilidad más ampliamente utilizados en el mecanizado de aleaciones metálicas es el basado en la calidad superficial de las piezas mecanizadas. Tal y como se ha comentado en el apartado 2.3.3 del capítulo anterior, el acabado superficial tiene una repercusión muy importante tanto en las características en servicio de las piezas mecanizadas como en su aspecto final [120,121]. Por otro lado, un aumento en las exigencias en la calidad de acabado implica normalmente un aumento en los costes de producción [122,123]. Así, en industrias como la aeroespacial, donde las exigencias de calidad y precisión son muy elevadas, el estudio y optimización de todos los parámetros del mecanizado que afectan a la calidad de acabado se hace fundamental [28].

Además, las exigencias normativas en materia medioambiental y de prevención de riesgos laborales están desembocando en la ejecución de procesos de mecanizado que minimicen o eliminen totalmente el uso de los fluidos de corte. Esto conlleva la aparición de condiciones muy agresivas durante el corte, que afectan de forma negativa a muchas de las variables de salida del mecanizado, entre ellas la calidad de acabado.

En este sentido, se ha comentado que una de las técnicas más utilizadas es el mecanizado en seco, siendo, en general, la que origina peores resultados, desde el punto de vista del acabado [71]. En estos casos se justifica, aún más si cabe, la realización de estudios que intenten optimizar todos los parámetros que influyen sobre el resultado final obtenido.

En estos estudios se suelen fijar ciertos parámetros de entrada, como el material a mecanizar, la herramienta y el tipo de mecanizado. La optimización del proceso se basa, por tanto, en analizar la influencia de los parámetros de corte (velocidad de corte, avance y profundidad de corte) sobre el resultado final. Se trata de encontrar la combinación óptima de parámetros de corte que permita optimizar el

proceso desde el punto de vista técnico y económico. De este modo, se suelen buscar modelos paramétricos que permitan prever la calidad de acabado y, por tanto, la maquinabilidad de una aleación, bajo unas determinadas condiciones de corte.

Por otro lado, tal y como se comentó en el apartado 3.3.3, la calidad de acabado superficial depende tanto de las características geométricas de la superficie como de sus propiedades físico-químicas. Estas últimas se ven alteradas durante el mecanizado debido a distintos fenómenos (aparición de tensiones residuales, cambios en el tamaño del grano por recristalización, modificaciones de la dureza, etc.) que afectan a la integridad superficial de la superficie mecanizada.

Estas alteraciones dependen de las características del material a mecanizar (microestructura, dureza y tratamiento térmico), por lo que, habitualmente, en los estudios sobre calidad de acabado en el mecanizado no se suelen tener en cuenta, centrándose dichos estudios solo en los aspectos geométricos. Este hecho es extensible al mecanizado de aleaciones de aluminio para forja.

El análisis de estas desviaciones geométricas incluye el estudio tanto a escala micro como macrogeométrica [124]. En general, la mayoría de las investigaciones que analizan la calidad de acabado como criterio de maquinabilidad se centran en los aspectos microgeométricos, siendo escasos los estudios centrados en aspectos macrogeométricos. A continuación se hará una revisión de los estudios existentes al respecto, en el caso de las aleaciones de aluminio, centrados en los procesos de torneado en seco de aleaciones de aluminio forjadas de interés aeroespacial.

3.4.5.1. Aspectos microgeométricos

La calidad de acabado superficial, evaluada en términos de rugosidad media aritmética (R_a), es uno de los criterios de maquinabilidad más utilizados en el mecanizado de aleaciones metálicas [125]. En el caso de las aleaciones de aluminio, los estudios de maquinabilidad están encaminados a la evaluación de la influencia de los parámetros de corte sobre el valor de R_a . En este sentido, el avance suele ser el parámetro de mayor influencia.

De este modo, en [126] se estudia la influencia de los parámetros de corte sobre el valor R_a , en el mecanizado en seco las aleaciones de aluminio-cobre, llegando a la conclusión de que, para profundidades de corte suficientemente grandes, el valor de R_a es proporcional al avance, de forma que se obtiene una rugosidad específica periódica cuya longitud de onda es el propio avance, Figura 3.18.

En [115], Carrilero et al. realizan un análisis de la evolución de R_a en función de la velocidad de corte y el avance, en procesos de torneado en seco de la aleación de Al-Cu UNS A92024 con tratamiento térmico T351, utilizando herramientas de metal duro con recubrimiento. Para ello se realizaron diversos ensayos de 10 segundos de duración, con valores de velocidad de corte entre 43 y 170 m/min, avances entre 0,05 y 0,03 mm/r, y profundidad de corte constante de 2 mm.

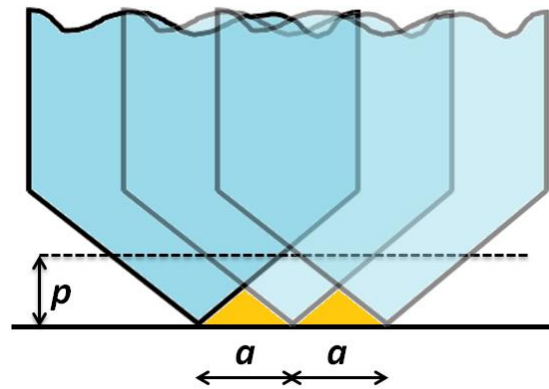


Figura 3.18. Influencia del avance sobre la rugosidad superficial. Adaptada de [126]

A partir de los perfiles de rugosidad obtenidos para cada ensayo se construyó la topografía superficial de las piezas mecanizadas. En ella se observa, de forma clara, una componente de la rugosidad de carácter periódico, asociada al avance aplicado en cada ensayo, y una componente de tipo aleatoria, asociada a la formación y desprendimiento del BUE, a la formación y rotura de la viruta y a las vibraciones originadas durante el proceso.

El análisis de los valores obtenidos para Ra muestra que el avance es el parámetro de mayor influencia, coincidiendo con [126], presentando la velocidad de corte una influencia mucho menor. Así, los peores resultados de Ra se obtienen para avances de 0,3 mm/r, siendo entre 7 y 10 veces superiores los valores de Ra con respecto a los obtenidos para avances de 0,05 y 0,1 mm/r, cuyos resultados son muy similares.

Además, para avances de 0,3 mm/r se observa una reducción de Ra al pasar de velocidades de corte de 43 a 85 m/min, presentando una tendencia asintótica entre 85 y 170 m/min. Esto no ocurre para avances menores, donde la tendencia es a permanecer constante Ra con la velocidad de corte.

En el mismo estudio se comprueba la similitud de tendencias en el comportamiento de Ra y la fuerza de corte frente a los parámetros de corte, por lo que sugieren estudiar dicha relación, con el objetivo de poder evaluar la rugosidad superficial a través de la fuerza de corte, cuyos procesos de medición son mucho más sencillos. Además se sugiere la comprobación de dicha tendencia en ensayos de mayor duración.

Así, en [116], bajo las mismas condiciones expuestas en [115] y para la misma aleación, se estudia la evolución de Ra en función de la velocidad de corte y el avance. Los resultados obtenidos coinciden con [115], excepto que en este caso se observa un aumento de Ra al pasar de velocidades de corte de 85 m/min a 170 m/min, para avances de 0,1 mm/r, no coincidiendo en este caso con la tendencia asintótica mostrada en [115]. Además, se proponen modelos paramétricos de tipo potencial para la evaluación de Ra en función de la velocidad de corte y el avance:

$$Ra \propto v^n \quad (3.10)$$

$$Ra \propto a^m \quad (3.11)$$

siendo n un valor que depende del avance aplicado y m un valor que depende de la velocidad de corte aplicada. Estas relaciones marginales sugieren un modelo de tipo potencial en la forma:

$$Ra \propto v^n \cdot a^m \quad (3.12)$$

donde n y m son constantes. Además, se obtiene un modelo paramétrico de evaluación de Ra a partir de la fuerza de corte como el expuesto en (3.7).

Sebastián et al. [28] y Salguero et al. [118] estudian la aleación UNS A92024 bajo las mismas condiciones expuestas en [115] y [116], coincidiendo con los resultados obtenidos en [116], proponiendo un modelo potencial del tipo:

$$Ra = K \cdot v^x \cdot a^y \quad (3.13)$$

Los valores que se obtienen para los exponentes muestran una fuerte dependencia de Ra con el avance, siendo menor la influencia de la velocidad de corte, coincidiendo con [115,116,126]. Sin embargo, se obtiene un valor positivo del exponente de la velocidad de corte, que indica un aumento de Ra con la velocidad de corte, en contra de lo que suele ocurrir habitualmente en el mecanizado de aleaciones metálicas. Además, se obtienen los exponentes para la ecuación paramétrica (3.7), que relaciona la fuerza de corte con Ra , quedando tal y como se expuso en (3.9).

Sebastián et al. [127] realizan un estudio de la misma aleación (UNS A92024-T351) bajos las mismas condiciones de corte expuestas en [28,115,116,118]. Además de estudiar la evolución de Ra con respecto a los parámetros de corte, también se estudia la evolución de Rz (máxima altura del perfil de rugosidad). Finalmente, la metodología empleada, permite la anotación simbólica de los estados superficiales atendiendo a las normativas actuales [128,129].

Los resultados obtenidos indican que, en general, el avance es el factor que más influye sobre los valores de Ra y Rz , obteniéndose los peores resultados para 0,3 mm/r, coincidiendo con [28,115,116,118].

Sin embargo, existe una excepción a esta tendencia general, que se produce en los ensayos con avances de 0,2 mm/r, donde el parámetro controlante en este caso es la velocidad de corte, no coincidiendo aquí con [28,115,116,118]. Para este valor del avance, la tendencia es a reducirse Ra y Rz con la velocidad de corte, por lo que en este punto existe una singularidad o factor crítico.

Para valores de avance de 0,3 mm/r, la tendencia de Ra y Rz es a aumentar con la velocidad de corte, entre 43 y 85 m/min, no coincidiendo con [28,115,116,118]

donde la tendencia observada es contraria. Para valores superiores a 85 m/min, la tendencia es asintótica, coincidiendo en este caso con [28,115,116,118].

Para los valores menores de avance, 0,05 y 0,1 mm/r, no se observan variaciones significativas de R_a y R_z con la velocidad de corte, coincidiendo con lo observado en [115]. Además, se obtienen modelos paramétricos potenciales para R_a y R_z , similares al expuesto en (3.13). En este caso, existe una relación prácticamente lineal con la velocidad de avance, presentando la velocidad un exponente negativo, lo cual indica una mejora de los parámetros R_a y R_z con la velocidad de corte, como ocurre con la mayoría de las aleaciones metálicas, no coincidiendo con lo obtenido en [28] y [118].

Sánchez Sola [29] obtiene para la aleación UNS A92024 en estado T351 los mismos resultados que los expuestos en [127], ampliando el estudio a la aleación de Al-Zn UNS A97050 en estado T74511. Los ensayos sobre esta aleación se realizaron con las mismas condiciones de corte y tipo de herramientas expuestas en [28,115,116,118,127]. Los resultados obtenidos para esta aleación presentan tendencias similares a las expuestas para la aleación UNS A92024 en [29] y [127], siendo menos acusada la dependencia de R_a y R_z con la velocidad para el valor de avance de 0,2 mm/r.

Al igual que para el caso de la aleación UNS A92024, se obtuvieron modelos paramétricos de tipo potencial para la aleación UNS A97050, similares a los obtenidos en (3.13). Los exponentes obtenidos indican una fuerte dependencia, prácticamente lineal, con respecto al avance, siendo despreciable el efecto de la velocidad de corte.

Además de los parámetros de corte (en especial el avance, tal y como se ha puesto de manifiesto), otro de los aspectos que influye en el resultado del acabado obtenido en este tipo de aleaciones es la aparición del filo recrecido. En general, la aparición del BUE, durante el mecanizado de aleaciones metálicas, se asocia a la obtención de malos acabados superficiales. Sin embargo, en el mecanizado de aleaciones de aluminio forjadas la aparición de BUE genera, bajo determinadas circunstancias, una mejora de R_a .

Así, Rubio et al. [38] indican la necesidad de realizar ensayos de mayor duración para determinar el comportamiento de los parámetros de calidad superficial en función del tiempo de mecanizado o de la longitud de mecanizado. De esta forma, se realizan una serie de ensayos sobre la aleación UNS A97050, bajo condiciones de corte similares a las expuestas en [28,29,115,116,118,127], es decir, ensayos de torneado en seco, con herramientas de WC-Co con recubrimiento de TiN, y para unos valores de velocidad de corte entre 43 y 170 m/min, avances entre 0,05 y 0,03 mm/r y profundidad de corte constante de 2 mm. En este caso, en lugar de realizar ensayos de 10 segundos de duración, se realizan ensayos para una longitud axial de mecanizado L de 175 mm.

Los resultados obtenidos muestran que el avance es el parámetro que más influye sobre R_a , aumentando su valor cuando aumenta el avance, obteniéndose los

perores resultados de Ra para 0,3 mm/r, coincidiendo con lo expuesto en [28,29,115,116,118,127].

Además, se muestra una ligera tendencia a decrecer Ra con L , para valores bajos y medios del avance, mientras que la tendencia es a permanecer constante para los valores más altos del avance. Por otro lado, existe una tendencia a decrecer Ra con L , para todo el rango de velocidades de corte considerado.

Los autores justifican estos resultados en base a las alteraciones geométricas que se producen en la herramienta de corte debido a fenómenos de desgaste por adhesión indirecta, debido a la formación de BUE, fundamentalmente. En efecto, una vez que vez que se ha seleccionado el parámetro de avance y la geometría y posición de la herramienta en un proceso de corte, el valor de Ra queda relacionado directamente con el avance en la forma en que se indica en la Figura 3.19, [130].

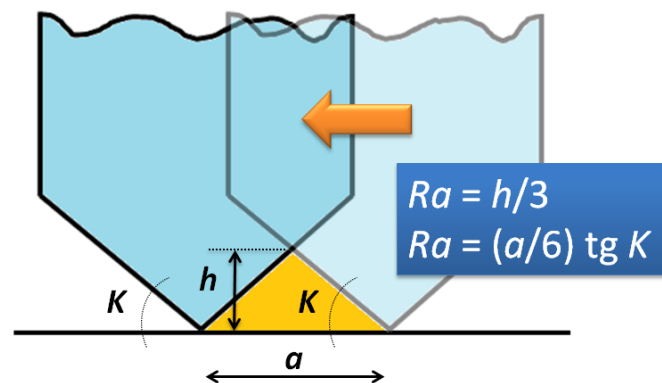


Figura 3.19. Relación entre Ra y el ángulo de posición de la herramienta. Adaptada de [130]

De este modo, cualquier alteración de la geometría de la herramienta que afecte al ángulo de posición principal K originará alteraciones en el valor de Ra . Así, tal y como se vio en el apartado 3.4.3, en los primeros instantes del mecanizado se produce una adhesión de material de la herramienta a la cara de desprendimiento de la herramienta (BUL), debido a fenómenos termomecánicos, Figura 3.20.b. Una vez que se ha formado el BUL, las condiciones térmicas varían en la zona de contacto viruta herramienta, propiciando la aparición del filo recrecido (BUE) por efectos mecánicos, Figura 3.20.c.

El BUE origina una reducción del ángulo de posición del filo principal ($K_2 < K$), que se traduce en una reducción de la altura h y de Ra , Figura 3.20.c. Una vez que el BUE alcanza un espesor crítico, se deforma a lo largo de la cara de desprendimiento, originando la aparición de un segundo BUL, desapareciendo el filo recrecido y recuperándose en parte las condiciones geométricas iniciales ($K_2 < K_3 < K$; $h_2 < h_3 < h$), propiciándose un aumento de Ra , Figura 3.20.d.

Cuando las condiciones vuelven a ser propicias, comienza el crecimiento de un nuevo BUE, repitiéndose este proceso de forma cíclica a lo largo de la longitud del mecanizado, [36,37,102,113].

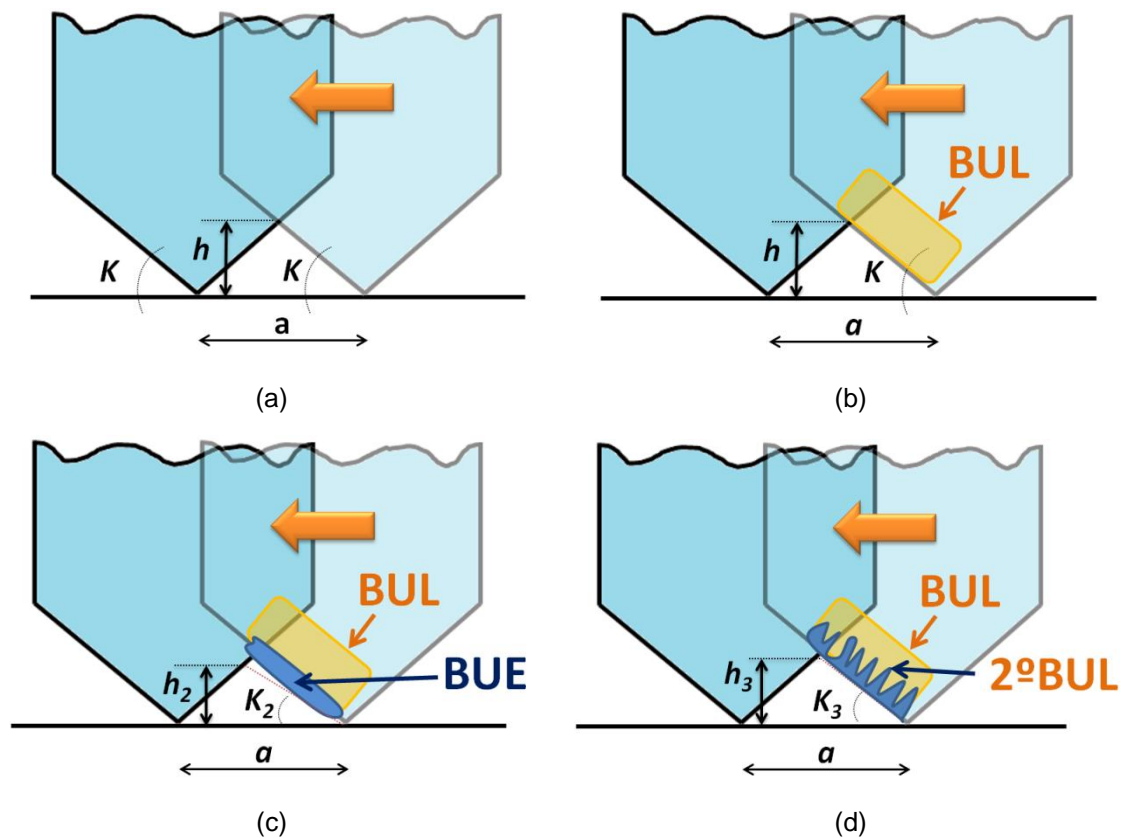


Figura 3.20. Alteraciones geométricas de la herramienta durante el mecanizado y su influencia sobre el valor de R_a

Estos fenómenos, que alteran la geometría de la herramienta, hacen que el descenso de R_a con la longitud se produzca de forma escalonada, coincidiendo los picos de reducción de R_a con el proceso de formación de BUE, mientras que se produce una relativa recuperación del valor de R_a cuando desaparece el BUE para formar las sucesivas capas de BUL, Figura 3.21.

Que la reducción de R_a con la longitud de mecanizado sea menos acusada a avances altos que bajos se justifica debido a la mayor sensibilidad al cambio que poseen los valores bajos de R_a ante cualquier alteración del filo de la herramienta, Figura 3.22.

En este estudio, los resultados obtenidos para la aleación UNS A97050 se han comparado con los obtenidos para la aleación UNS A92024, encontrándose tendencias de $R_a = f(L)$ similares. Sin embargo, los valores absolutos obtenidos de R_a son mayores en el caso de la aleación UNS A97050.

Esto se justifica por una mayor formación de filo recrecido (BUE) durante el mecanizado de la aleación UNS A92024, que favorece una reducción del valor de R_a .

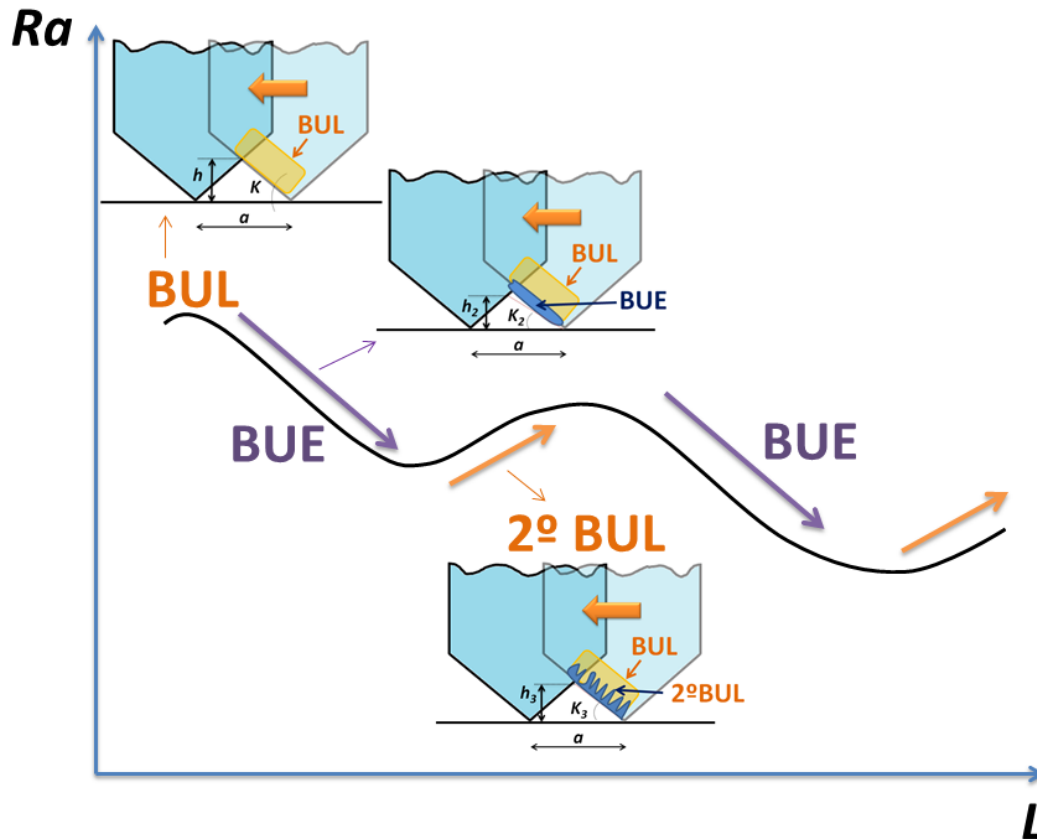


Figura 3.21. Evolución de Ra con la longitud de mecanizado L

Por último, se analiza la morfología de la viruta, encontrándose que para avances bajos se obtiene viruta más larga y flexible, con una mayor tendencia a enredarse y a formar nidos de viruta, que aumenta la probabilidad de deterioro de la superficie mecanizada de la pieza. En el caso de los avances altos, la viruta se presenta más corta y dura, siendo en este sentido más favorable desde el punto de vista de la integridad de la pieza. Sin embargo, los efectos negativos de la viruta larga sobre la pieza a avances bajos no superan el efecto negativo que presenta un aumento del avance sobre el valor final de Ra .

Un estudio similar es realizado por Gómez Parra et al. [102] para las aleaciones UNS A92024 y UNS A97050, en este caso utilizando una profundidad de corte de 1 mm y tiempos de mecanizado constantes de 120 segundos. Los resultados obtenidos coinciden con los expuestos en [38], lo que indica una independencia de $Ra = f(L)$ con respecto a la profundidad de corte, en el rango de parámetros de corte estudiados.

Por su parte, Rashad y El-Hossainy [57] realizan un estudio del comportamiento de Ra en función de los parámetros de corte, durante el torneado en seco de la aleación UNS A97116, sometida a distintos tipos de tratamiento térmico, utilizando herramientas de HSS. Para ello se realizaron distintos ensayos a velocidades de corte comprendidas entre 13 y 90 m/min, avances entre 0,08 y 0,33 mm/r, y profundidades de corte entre 0,2 y 2 mm.

Los resultados obtenidos indican una clara dependencia de Ra frente al avance, tendiendo a aumentar Ra con el avance, para todos los tratamientos térmicos ensayados, coincidiendo con [28,29,38,102,115,116,118,127].

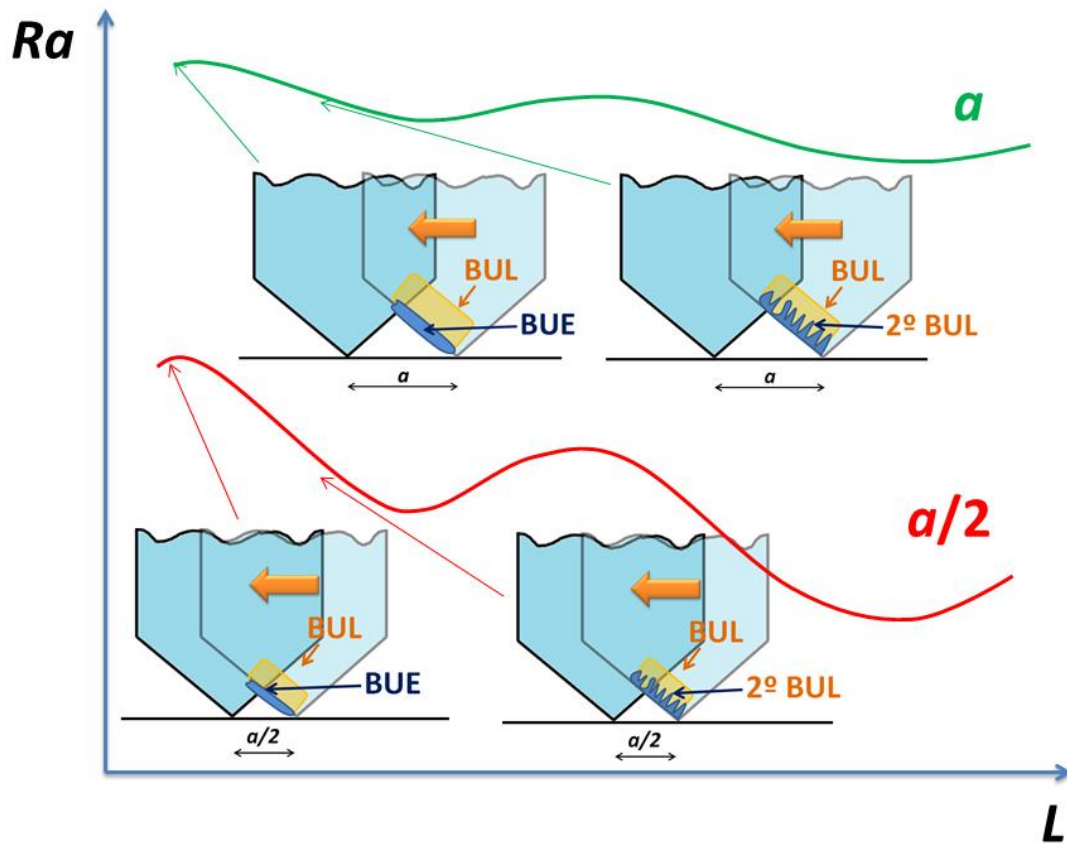


Figura 3.22. Sensibilidad de Ra a las modificaciones geométricas del filo, en función de la longitud de mecanizado y el avance aplicado

Por otro lado, la dependencia con respecto a la velocidad de corte es menor. En este sentido coincide con lo expuesto en [28,29,38,102,115,116,118,127], aunque la tendencia es a reducirse Ra con la velocidad de corte, para todos los tratamientos térmicos, mientras que la tendencia es dispar en [28,29,38,102,115,116,118,127].

También existe una fuerte dependencia con respecto a la profundidad de corte, en contra de lo manifestado al comparar los resultados de [102] y [38], siendo la tendencia a aumentar Ra con la profundidad de corte, para todos los tratamientos térmicos ensayados.

Finalmente se concluye que los peores resultados de Ra se obtienen con las aleaciones no tratadas térmicamente, siendo la más favorable aquella que posee un tratamiento térmico que dota de mayor dureza a la pieza. La mejor maquinabilidad se obtiene, por tanto, en el mecanizado de la aleación UNS A97116 con el tratamiento térmico T9, seleccionando el avance y la profundidad de pasada menor posible, y la velocidad de corte mayor posible.

En este caso los autores justifican los resultados por la aparición de BUE en mayor medida en las aleaciones más blandas, es decir, sin tratamiento térmico y en las aleaciones con tratamiento térmico a bajas velocidades de corte. En este sentido, se justifica el aumento de Ra por el aumento de la cantidad de material adherido al filo, en contra de lo expuesto en [38,102].

En [103] se realiza un estudio de la evolución de Ra con los parámetros de corte, durante el torneado en seco de la aleación UNS A92014 con tratamiento térmico T4, utilizando para ello herramientas de WC-Co sin recubrimiento. Los ensayos se ejecutan para velocidades de corte comprendidas entre 200 y 500 m/min, avances entre 0,1 y 0,25 mm/r y profundidad de corte constante.

Los resultados obtenidos indican una fuerte dependencia de Ra con el avance, aumentando el valor de Ra al aumentar el avance, coincidiendo con el resto de estudios expuestos anteriormente. En cuanto a la velocidad de corte, la dependencia es mucho menor, mostrando una tendencia prácticamente constante en todo el rango estudiado, coincidiendo con [28,115,116,118]. Sólo se muestra un ligero aumento de Ra al pasar de 200 a 300 m/min y un ligero descenso al pasar de 300 a 500 m/min, obteniéndose los mejores resultados a 500 m/min.

El autor justifica este hecho por la no aparición de BUE a altas velocidades, entre 300 y 500 m/min. Sin embargo, cuando aparece el filo recrecido, entre 200 y 300 m/min, se obtienen mejores resultados de Ra a 200 m/min, donde la presencia de BUE es mayor, coincidiendo en este sentido con lo expuesto en [38,102]. Por tanto, se concluye que los mejores resultados se obtienen con valores de avance bajos y valores de velocidad de corte altos.

Finalmente, se puede decir, a tenor de lo analizado en este apartado, que la mayoría de los investigadores coinciden en que el avance es el factor determinante en el resultado obtenido de Ra . El valor de Ra empeora al aumentar el avance, empeorando por tanto la maquinabilidad. En cuanto a la velocidad de corte, los resultados obtenidos son dispares, mostrando en ocasiones comportamientos y tendencias singulares. A pesar de ello, en general se recomienda el uso de velocidades de corte altas para mejorar los resultados de Ra .

En cuanto a la influencia de la profundidad de corte, los estudios al respecto son escasos o prácticamente nulos, por lo que no se pueden obtener unas conclusiones claras al respecto, siendo necesaria la ampliación de la investigación en este sentido.

También existe bastante controversia con respecto a aparición de BUE y sus consecuencias sobre el valor de Ra . En general, se puede decir que se obtienen valores más bajos de Ra cuando no aparece BUE, aunque este fenómeno parece estar más relacionado con los bajos valores del avance que con la no aparición de BUE. Una vez que el filo recrecido aparece, normalmente a valores de avance altos, el aumento de la cantidad de material adherido propicia cambios en la geometría de la herramienta que mejoran el valor de Ra . En este sentido, hay que decir que los

estudios del comportamiento de Ra con la longitud o el tiempo de mecanizado son escasos, por lo que sería necesario aumentar las investigaciones en este sentido.

Por tanto, se puede decir que, en general, la maquinabilidad mejora al reducir el avance y al aumentar la velocidad de corte, usando como criterio de maquinabilidad la calidad de acabado superficial, evaluada a nivel microgeométrico, siendo el parámetro más ampliamente utilizado la rugosidad media aritmética.

En cualquier caso, la relativa escasez de estudios al respecto y la aparición de ciertas singularidades en el comportamiento durante el mecanizado, hacen necesaria la ampliación de las investigaciones, haciendo un estudio particular de cada aleación, con el objetivo de conseguir optimizar el proceso de mecanizado en cada caso. La aparición de las singularidades comentadas sugieren la utilización de una metodología experimental tradicional, basada en “variar un factor cada vez” (FbF), más laboriosa y costosa, pero que permita detectar comportamientos irregulares bajo determinadas circunstancias.

3.4.5.2. Aspectos macrogeométricos

Habitualmente, los requisitos que se suelen imponer a las piezas mecanizadas están relacionados con requisitos de acabado a nivel microgeométrico, normalmente mediante la exigencia de obtención de un valor máximo de Ra . Sin embargo, los requisitos a nivel macrogeométrico, es decir, requisitos de forma, no son menos importantes, afectando de forma directa a la funcionalidad final de la pieza. Además, tal y como ocurría con la rugosidad superficial, la ejecución de mecanizados en seco origina mayores desviaciones de forma, afectando a la calidad final de la pieza obtenida.

En este sentido, los estudios encaminados a utilizar las desviaciones de forma (redondez, rectitud, paralelismo...) como criterio de maquinabilidad son muy escasos, en general para todas las aleaciones metálicas y, en particular, para las aleaciones de aluminio forjadas de uso en la industria aeroespacial. A continuación se revisarán los estudios encontrados en la bibliografía al respecto.

Marcos et al. [131] realizan un estudio de la evolución de la redondez en función de la velocidad de corte y el avance, durante el torneado en seco de la aleación de Al-Cu UNS A92024-T74511, usando herramientas de WC-Co con recubrimiento de TiN. Para ello se realizaron diversos ensayos con profundidad de corte constante de 2 mm, velocidades de corte entre 43 y 170 m/min y avances entre 0,05 y 0,3 mm/r.

Los resultados obtenidos muestran que las mayores desviaciones se obtienen para valores de avance altos, 0,3 mm/r, combinados con valores de corte bajos, entre 43 y 85 m/min. Para valores de velocidad de corte entre 85 y 170 m/min, los resultados obtenidos se igualan mucho para todos los avances aplicados.

Por tanto, a tenor de estos resultados, los autores recomiendan el uso de avances bajos y velocidades de corte altas, para alcanzar las menores desviaciones de redondez, coincidiendo en este sentido con criterio general a seguir para las desviaciones microgeométricas.

Además, los resultados sugieren la búsqueda de un modelo paramétrico que permita prever las desviaciones de redondez en función de los parámetros de corte. Este tipo de modelos suelen ser de tipo potencial, basados en la ecuación de Taylor, aunque en este caso los autores no encuentran un buen ajuste entre el modelo potencial y los resultados experimentales. Por ello, se busca otro tipo de modelo, presentando el modelo exponencial un buen ajuste en este caso:

$$RD = C \cdot e^{\sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 K_{ij} a^i \cdot v^{yj}} \quad (3.14)$$

donde RD son las desviaciones de redondez, a es el avance, v la velocidad de corte y K_{ij} , C e y son constantes.

Sánchez Sola et al. [132] realizan un estudio similar, en este caso sobre las desviaciones de oscilación radial originadas durante el mecanizado en seco de la aleación de Al-Zn UNS A97050 con tratamiento térmico T74511, usando herramientas de WC-Co con recubrimiento de TiN. Para ello se llevaron a cabo diversos ensayos con profundidad de corte constante de 2 mm, velocidades de corte entre 43 y 170 m/min, y avances entre 0,05 y 0,3 mm/r.

Los resultados obtenidos muestran una tendencia similar a la obtenida para la redondez en [131], obteniéndose las menores desviaciones para los valores de avance más bajos, 0,05 mm/r, y las velocidades de corte más altas, 170 m/min. Igualmente, se obtiene un modelo paramétrico exponencial, similar a (3.14):

$$OR = C \cdot e^{\sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 K_{ij} a^i \cdot v^{yj}} \quad (3.15)$$

donde OR son las desviaciones de oscilación radial, a es el avance, v la velocidad de corte y C e y son constantes.

En [133], Sánchez Sola et al. realizan un estudio de las desviaciones de forma en el torneado en seco de la aleación UNS A92024 con tratamiento térmico T3, haciendo uso de herramientas de WC-Co con recubrimiento de TiN. Para ello se llevaron a cabo diversos ensayos con profundidad de corte constante de 1 mm, velocidades de corte entre 40 y 170 m/min, y avances entre 0,05 y 0,3 mm/r. En concreto, se estudiaron las desviaciones de rectitud, paralelismo y redondez.

En cuanto a la redondez, los mejores resultados se obtienen para valores de avance bajos, 0,05 mm/r, y valores de velocidad de corte altos, 170 m/min, coincidiendo con [131,132], presentando una tendencia a aumentar las desviaciones al aumentar el avance y reducir la velocidad de corte. Además, se observa una mayor diferencia en las desviaciones obtenidas al variar la velocidad de corte en el rango de

avances bajos, mientras que existe una tendencia a la convergencia en el rango de avances altos, cuando se varía la velocidad de corte.

En cuanto a las desviaciones de rectitud y paralelismo, el comportamiento ante la velocidad de corte y el avance es distinto al comentado para la redondez. Existe coincidencia en cuanto a que las máximas desviaciones se obtienen para los valores de avance más altos, 0,03 mm/r, y las velocidades de corte más bajas, 40 m/min. Sin embargo, los menores valores de desviación se obtienen, curiosamente, para los avances más altos, 0,03 mm/r y las velocidades de corte más altas, 170 m/min.

Además, las tendencias son distintas al aumentar el avance, en función del valor de la velocidad de corte seleccionada. Para velocidades de corte bajas, entre 40 y 85 m/min, la tendencia es a aumentar las desviaciones de forma al aumentar el avance. En este sentido, coincide con lo expuesto para la redondez y la oscilación radial, así como la tendencia general en el caso de la rugosidad superficial. Sin embargo, para velocidades de corte entre 125 y 170 m/min, la tendencia de las desviaciones es a decrecer al aumentar el avance. Por otro lado, los valores de las desviaciones convergen a valores de avance bajos, mientras que la tendencia es a una divergencia amplia al aumentar el avance. Estas observaciones están en contra de todo lo visto hasta ahora para oscilación radial, redondez y rugosidad superficial.

Los autores justifican esta falta de coincidencia en las tendencias de desviaciones macrogeométricas debido a la forma en la que se miden dichas desviaciones.

Por un lado, la rectitud y el paralelismo se miden en dirección longitudinal, siguiendo una generatriz de la superficie mecanizada. Por tanto, estas desviaciones estarán afectadas tanto por los cambios en la geometría de la herramienta, al formarse el BUE, como por las desviaciones microgeométricas (rugosidad superficial).

Por tanto, es lógico pensar que al aumentar Ra (aumentos de avance) se produzca un aumento de las desviaciones de rectitud y paralelismo. Sin embargo, la aparición del BUE es menos pronunciada a velocidades de corte altas, lo que implica un mejor resultado en las desviaciones de rectitud y paralelismo a altas velocidades.

Por otro lado, la redondez y la oscilación radial no se miden en dirección longitudinal. Por ello, las medidas no se encuentran afectadas por las modificaciones geométricas de la herramienta, presentando en este caso a avances altos una tendencia a aumentar las desviaciones con la velocidad de corte.

A pesar de estas disimilitudes en el comportamiento de las desviaciones macrogeométricas, se obtuvieron modelos paramétricos exponenciales iguales a los expuestos en (3.14) y (3.15):

$$DF = C \cdot e^{\sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 K_{ij} a^i \cdot v^{y_j}} \quad (3.16)$$

donde DF son las desviaciones de forma (análogamente RD , PL , REC ; redondez, paralelismo, rectitud), a es el avance, v la velocidad de corte y C e y son constantes.

En [29] se realiza un estudio paramétrico de las desviaciones de forma (rectitud, paralelismo, oscilación radial y redondez) durante el torneado en seco de las aleaciones UNS A92024 y UNS A97050, utilizando herramientas de carburo recubiertas. Para ello se realizaron ensayos a velocidades de corte entre 40 y 170 m/min, avances entre 0,05 y 0,3 mm/r, y profundidad de corte constante de 2 mm. Los resultados obtenidos son coincidentes con lo expuesto en [131-133].

Además, se realiza una comparativa entre los resultados obtenidos para la aleación UNS A92024 y para la UNS A97050. Para el caso de la redondez y oscilación radial se observan tendencias parecidas entre ambas aleaciones, mostrando la UNS A97050 un intervalo de variación más estrecho que en el caso de la UNS A92024. Esto se justifica por el hecho de que la formación de BUE en el caso de la UNS A92024 es mucho más acusada que en el caso de la UNS A97050.

Con respecto a la rectitud y el paralelismo, hay combinaciones de avances y velocidades de corte que presentan tendencias similares en ambas aleaciones, mientras que para otras combinaciones las tendencias son dispares. Independientemente de las tendencias, la aleación UNS A97050 presenta convergencias y divergencias menos acusadas en las desviaciones, con respecto a lo obtenido en la UNS A92024. Además, los valores de paralelismo obtenidos son peores en el caso de la UNS A97050. Los autores justifican este hecho debido a la importancia que tiene la morfología de la viruta en las desviaciones de paralelismo. La tendencia superior de la aleación UNS A97050 a formar nidos de viruta repercute negativamente sobre el valor de las desviaciones de paralelismo.

Como se puede comprobar, a tenor de los resultados obtenidos en los estudios analizados, existe un comportamiento dispar de las desviaciones de forma en el mecanizado de estas aleaciones. Por un lado, parece que la oscilación radial y la redondez siguen una tendencia similar a la obtenida con la rugosidad superficial. En este caso se mejora la maquinabilidad reduciendo el avance y aumentando la velocidad de corte. Además, el aumento de la longitud de mecanizado parece afectar de forma beneficiosa a ambos aspectos. En general, se puede decir que en estos casos el avance es el parámetro dominante.

Sin embargo, rectitud y paralelismo parecen tener un comportamiento distinto, presentando tendencias diferentes con el avance en función de la velocidad de corte empleada. En este caso, no existe un dominio tan claro del avance, teniendo que tener en cuenta su combinación con la velocidad de corte.

La aparición del filo recrecido y la morfología de la viruta obtenida parecen tener más peso en las desviaciones de forma que en el caso de la rugosidad superficial, donde el avance es el parámetro dominante. Además, comparando distintas aleaciones también se observan comportamientos divergentes en algunas de las desviaciones de forma analizadas.

En cuanto a la influencia de la profundidad de corte, poco o nada se puede decir al respecto, dada la escasez de estudios al respecto.

Por todo ello, parece que las desviaciones de forma, en principio, no tienen una relación con la maquinabilidad tan clara como la vista para las desviaciones microgeométricas. En cualquier caso, la escasez de estudios al respecto sugiere la necesidad de aumentar las investigaciones en este sentido, realizando estudios particulares para cada aleación, utilizando para ello estudios sistemáticos, que permitan detectar singularidades en el comportamiento de estas desviaciones bajo determinadas condiciones de corte.

3.5. Conclusiones

Las excelentes propiedades que presentan las aleaciones de aluminio hacen que tengan un uso muy extendido en gran número de sectores industriales. En concreto, su excelente relación resistencia mecánica – densidad las hace muy interesantes en la fabricación de componentes estructurales en la industria aeroespacial.

Además de sus excelentes propiedades, estas aleaciones presentan una excelente capacidad para ser conformadas. En este sentido, el mecanizado es uno de los procedimientos más utilizados. Aunque presentan una buena maquinabilidad, su mecanizado no está exento de problemas. Por un lado, las aleaciones de aluminio forjadas presentan problemas relacionados con el control de la viruta y con fenómenos de desgaste por adhesión. Por otro lado, las aleaciones de aluminio fundidas, con alto contenido en silicio, presentan problemas de desgaste por abrasión.

En cuanto a los criterios de maquinabilidad empleados en el mecanizado de estas aleaciones, son los mismos que los utilizados en el resto de aleaciones metálicas, a excepción de la morfología de viruta, cuyo uso no es válido en este caso. De entre los criterios restantes, el más utilizado es el basado en la calidad de acabado de las piezas mecanizadas, siendo los aspectos microgeométricos los más estudiados. Los estudios macrogeométricos son escasos o nulos en algunos casos.

En este sentido, parece que hay una clara relación entre la rugosidad superficial, evaluada a través de la rugosidad media aritmética, y la maquinabilidad de una aleación. Incluso se establecen modelos que la relacionan con otros criterios de maquinabilidad, como la fuerza de corte, dado que presentan un comportamiento similar frente a la variación de los parámetros de corte.

Así, el avance parece ser el parámetro de corte que más influye en la maquinabilidad de este tipo de aleaciones, siendo la dependencia con respecto a la velocidad de corte menor. En cuanto a la influencia de la profundidad de corte, parece ser pequeña, aunque los estudios al respecto son escasos.

Los estudios relacionados con la evaluación de la maquinabilidad a través de aspectos macrogeométricos son también escasos. Los pocos estudios existentes revelan una menor relación de las desviaciones de forma con la maquinabilidad, que la que presenta la rugosidad superficial.

En cuanto al desgaste de las herramientas, en el caso de las aleaciones de aluminio forjadas, de uso en la industria aeroespacial, estas presentan una tendencia a la aparición de desgaste por adhesión de tipo indirecto (BUE Y BUL), siendo los mecanismos que dan lugar a la aparición de estos fenómenos distintos que en otras aleaciones metálicas.

La aparición de BUE origina alteraciones geométricas de la misma, que repercuten sobre los resultados de salida. Así, parece que la aparición de BUE tiene un efecto positivo en la mejora de los valores de R_a al aumentar la longitud de mecanizado. La aparición de BUE es mucho mayor en rangos de avances altos que en bajos, influyendo en menor medida la velocidad de corte, aunque se observa una tendencia suave a decrecer el BUE con el aumento de la velocidad de corte.

La escasez de estudios en ciertos aspectos de la maquinabilidad de estas aleaciones, como aquellos que contemplen la variación de la profundidad de corte, o la evolución a lo largo de la longitud de mecanizado o el tiempo de corte, o los aspectos macrogeométricos, hacen necesario continuar con las investigaciones en este sentido.

En el caso de las aleaciones menos estudiadas, como sucede con la aleación objeto de la presente Tesis Doctoral (UNS A97075), el recorrido es mucho mayor. Por ello, se plantea la necesidad de realizar estudios paramétricos que permitan mejorar el rendimiento del mecanizado en seco de esta aleación.

3.6. Referencias

- [1] Kutz, Myer: Mechanical Engineers' Handbook - Materials and Mechanical Design (3rd Edition). John Wiley & Sons, 2006.
- [2] Brechet, Y.J.M.: Optimizing aluminum alloys: physically based modeling and materials selection. Materials Science and Engineering: A, Vol. 319–321 (2001), pp. 55-62.
- [3] ASM Handbook: Volume 2, Properties and selection: nonferrous alloys and special-purpose materials, 10th ed. ASM International, Materials Park, Ohio (USA), 1990.
- [4] Bethencourt, M., Botana, F.J., Cano, M.J., Marcos, M.: High protective, environmental friendly and short-time developed conversion coatings for aluminium alloys. Applied Surface Science, Vol. 189 (2002), pp. 162-173.
- [5] Campbell, F.C.: Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials. Elsevier Science, Oxford, 2006.

- [6] Polmear, I.J.: 3 - Wrought aluminium alloys, Light Alloys (Fourth Edition), Butterworth-Heinemann, Oxford, 2005, pp. 97-204.
- [7] Vargel, C., Jacques, M., Schmidt, M.P.: Chapter A.3 - The Metallurgy of Aluminium, Corrosion of Aluminium, Elsevier, Amsterdam, 2004, pp. 23-57.
- [8] Mondolfo, L.F.: Aluminium Alloys: Structure and properties. Butterworths, London (United Kingdom), 1976.
- [9] Vargel, C., Jacques, M., Schmidt, M.P.: Chapter A.5 - Selection Criteria for Aluminium Alloys, Corrosion of Aluminium, Elsevier, Amsterdam, 2004, pp. 73-76.
- [10] ASM Specialty Handbook: Aluminum and aluminum alloys. ASM International, Materials Park, Ohio (USA), 1993.
- [11] Charles, J.A., Crane, F.A.A., Furness, J.A.G.: 15 - Materials for airframes, Selection and Use of Engineering Materials (Third Edition), Butterworth-Heinemann, Oxford, 1997, pp. 227-255.
- [12] Megson, T.H.G.: Chapter 11 - Materials, Aircraft Structures for Engineering Students (Fifth Edition), Butterworth-Heinemann, Boston, 2013, pp. 371-393.
- [13] Luo, C., Zhou, X., Thompson, G.E., Hughes, A.E.: Observations of intergranular corrosion in AA2024-T351: The influence of grain stored energy. Corrosion Science, Vol. 61 (2012), pp. 35-44.
- [14] Barter, S.A., Molent, L., Wanhill, R.J.H.: Typical fatigue-initiating discontinuities in metallic aircraft structures. International Journal of Fatigue, Vol. 41 (2012), pp. 11-22.
- [15] Puchi-Cabrera, E.S., Staia, M.H., Santana, Y.Y., Mora-Zorrilla, E.J., Lesage, J., Chicot, D., La Barbera-Sosa, J.G., Ochoa-Perez, E., Villalobos-Gutierrez, C.J.: Fatigue behavior of AA7075-T6 aluminum alloy coated with a WC-10Co-4Cr cermet by HVOF thermal spray. Surface and Coatings Technology (in press).
- [16] Serrano, I., Osés, R., Canflanca, B., Lagos, M., Caño, M., Fernández, S., Ferreiro, S.: Materiales Metálicos de Uso Frecuente en Aeronáutica: Aleaciones Ligeras Al-Li, en: Revista Digital Metalmecánica, 2012.
- [17] Vogelesang, L.B., Vlot, A.: Development of fibre metal laminates for advanced aerospace structures. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 103 (2000), pp. 1-5.
- [18] Miracle, D.B.: Metal matrix composites – From science to technological significance. Composites Science and Technology, Vol. 65 (2005), pp. 2526-2540.
- [19] Dandekar, C.R., Shin, Y.C.: Modeling of machining of composite materials: A review. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 57 (2012), pp. 102-121.
- [20] Sahoo, A.K., Pradhan, S., Rout, A.K.: Development and machinability assessment in turning Al/SiCp-metal matrix composite with multilayer coated carbide insert using Taguchi and statistical techniques. Archives of Civil and Mechanical Engineering, Vol. 13 (2013), pp. 27-35.

- [21] Sadighi, M., Alderliesten, R.C., Benedictus, R.: Impact resistance of fiber-metal laminates: A review. *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 49 (2012), pp. 77-90.
- [22] Hinrichsen, J., Bautista, C.: The challenge of reducing both airframe weight and manufacturing cost. *Air & Space Europe*, Vol. 3 (2001), pp. 119-121.
- [23] Soutis, C.: Carbon fiber reinforced plastics in aircraft construction. *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 412 (2005), pp. 171-176.
- [24] Wittenberg, T.C., van Baten, T.J., de Boer, A.: Design of fiber metal laminate shear panels for ultra-high capacity aircraft. *Aircraft Design*, Vol. 4 (2001), pp. 99-113.
- [25] Plan Estratégico para el Sector Aeronáutico Español en el período 2008-2016. Ministerio de Industria, Turismo y Comercio. Centro para el Desarrollo Tecnológico Industrial, Madrid, 2007.
- [26] Knüwer, M.: Metal Materials in Airbus A380. *Proceedings of 2nd Izmir Global Aerospace & Offset Conference*, Izmir (Turkey) 2010.
- [27] Songmene, V., Khettabi, R., Zaghebani, I., Kouam, J., Djebara, A.: Machining and Machinability of Aluminum Alloys. *InTech*, Croatia, 2011.
- [28] Sebastián, M.A., Sánchez Sola, J.M., Carrilero, M.S., Álvarez, M., Marcos, M.: Turned aluminium alloys surface finish monitoring through cutting force measurements. *The International Journal for Manufacturing Science and Production*, Vol. 4 (2002), pp. 211-220.
- [29] Sánchez Sola, J.M.: Análisis Paramétrico del Mecanizado de Aleaciones de Aluminio. Relación con la Topografía de las Muestras Mecanizadas. Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Educación a Distancia, Madrid, 2004.
- [30] Ponce, M.B., Rondan, S., Sebastian, M.A., Gomez, A., Mayuet, P.F., Marcos, M.: Energy Lifecycle Management: a New Concept for Managing the Energy Efficiency in Manufacturing Processes. *Proceedings of 22nd International DAAAM Symposium*, Vienna (Austria) 2011.
- [31] Salguero, J., Batista, M., Carrilero, M.S., Álvarez, M., Marcos, M.: Sustainable manufacturing in aerospace industry. Analysis of the viability of intermediate stages elimination in sheet processing. *Advanced Materials Research*, Vol. 107 (2010), pp. 9-14.
- [32] Salguero, J.: Análisis, Evaluación y Propuestas de Mejora del Rendimiento del Mecanizado de Alta Velocidad de Aleaciones de Aluminio de Interés en la Industria Aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
- [33] Jin, L., Sandström, R.: Machinability data applied to materials selection. *Materials and Design*, Vol. 15 (1994), pp. 339-346.
- [34] ASM Handbook: Vol.16, Machining. ASM International, Materials Park, Ohio (USA), 1995.
- [35] Trent, E.M., Wright, J.R.: Metal cutting, 4th ed. Butterworth-Heinemann, 2000.
- [36] Sánchez, J.M., Rubio, E., Álvarez, M., Sebastián, M.A., Marcos, M.: Microstructural characterisation of material adhered over cutting tool in the dry

machining of aerospace aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 164–165 (2005), pp. 911-918.

[37] Carrilero, M.S., Bienvenido, R., Sánchez, J.M., Álvarez, M., González, A., Marcos, M.: A SEM and EDS insight into the BUL and BUE differences in the turning processes of AA2024 Al–Cu alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42 (2002), pp. 215-220.

[38] Rubio, E.M., Camacho, A.M., Sánchez-Sola, J.M., Marcos, M.: Surface roughness of AA7050 alloy turned bars: Analysis of the influence of the length of machining. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 162–163 (2005), pp. 682-689.

[39] Batista, M., Rubio, E., Sebastián, M.A., Carrilero, M.S., Salguero, J., Álvarez, M., Marcos, M.: Evolución de la Geometría de la Viruta en el Cilindrado en Seco de la Aleación UNS A97050. *Anales de Ingeniería Mecánica*, Vol. 1 (2008), pp. 417-423.

[40] Sánchez-Sola, J.M., Rubio, E., Sebastián, M.A., Cano, M.J., Marcos, M.: Estudio Morfológico de la Viruta en el Torneado en Seco de Aleaciones de Aluminio. Relación con la Calidad Superficial. *Proceedings of IX Congreso Nacional de Materiales*, Vigo (España) 2006.

[41] Sánchez, J.M., Rubio, E., Sebastián, M.A., Sevilla, L., Marcos, M.: Relaciones entre la tipología de la viruta y la rugosidad superficial en el torneado en seco de aleaciones de aluminio aeronáutico. *Proceedings of MESIC 2007*, Madrid (España) 2007.

[42] Kouadri, S., Necib, K., Atlati, S., Haddag, B., Nouari, M.: Quantification of the chip segmentation in metal machining: Application to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented carbide tools WC-Co. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 64 (2013), pp. 102-113.

[43] Hatscheck, R.L., Mayfield, J.: Machining aluminium, en, *American Machinist*, Especial Report 702, Ohio (EEUU) pp. 1-16.

[44] Dasch, J.M., Ang, C.C., Wong, C.A., Waldo, R.A., Chester, D., Cheng, Y.T., Powell, B.R., Weiner, A.M., Konca, E.: The effect of free-machining elements on dry machining of B319 aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 4638-4644.

[45] Elgallad, E.M., Samuel, F.H., Samuel, A.M., Doty, H.W.: Machinability aspects of new Al–Cu alloys intended for automotive castings. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 210 (2010), pp. 1754-1766.

[46] Polmear, I.J.: 4 - Cast aluminium alloys, *Light Alloys (Fourth Edition)*, Butterworth-Heinemann, Oxford, 2005, pp. 205-235.

[47] Kishawy, H.A., Dumitrescu, M., Ng, E.G., Elbestawi, M.A.: Effect of coolant strategy on tool performance, chip morphology and surface quality during high-speed machining of A356 aluminum alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45 (2005), pp. 219-227.

[48] König, W., Erinski, D.: Machining and Machinability of Aluminium Cast Alloys. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 32 (1983), pp. 535-540.

- [49] Castro, G., Almeida, F.A., Oliveira, F.J., Fernandes, A.J.S., Sacramento, J., Silva, R.F.: Dry machining of silicon–aluminium alloys with CVD diamond brazed and directly coated Si₃N₄ ceramic tools. *Vacuum*, Vol. 82 (2008), pp. 1407-1410.
- [50] Chakravarthy, G.V., Chandran, M., Bhattacharya, S.S., Rao, M.S., Ramachandra, M.: A comparative study on wear behavior of TiN and diamond coated WC–Co substrates against hypereutectic Al–Si alloys. *Applied Surface Science*, Vol. 261 (2012), pp. 520-527.
- [51] Gomez, H., Durham, D., Xiao, X., Lukitsch, M., Lu, P., Chou, K., Sachdev, A., Kumar, A.: Adhesion analysis and dry machining performance of CVD diamond coatings deposited on surface modified WC–Co turning inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 212 (2012), pp. 523-533.
- [52] Groover, M.P.: *Fundamentals of modern manufacturing: materials, processes, and systems*. México, 1996.
- [53] Fernández, F.: *Análisis de procesos de mecanizado a partir del estudio de la señal del perfil de rugosidad. Aplicación al torneado de aleaciones de aluminio*. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2012.
- [54] Stephenson, D.A., Agapiou, D.A.S.J.S.: *Metal Cutting Theory And Practice*. Taylor & Francis Group, 2006.
- [55] Ceratizit: Hard materials matters. URL: <http://www.ceratizit.com/>
- [56] Zander, J., Sandström, R.: Modelling technological properties of commercial wrought aluminium alloys. *Materials and Design*, Vol. 30 (2009), pp. 3752-3759.
- [57] Rashad, R.M., El-Hossainy, T.M.: Machinability of 7116 Structural Aluminum Alloy. *Materials and Manufacturing Processes*, Vol. 21 (2006), pp. 23-27.
- [58] Demir, H., Gündüz, S.: The effects of aging on machinability of 6061 aluminium alloy. *Materials and Design*, Vol. 30 (2009), pp. 1480-1483.
- [59] Rotella, G., Dillon Jr, O.W., Umbrello, D., Settineri, L., Jawahir, I.S.: Finite element modeling of microstructural changes in turning of AA7075-T651 Alloy. *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 15 (2013), pp. 87-95.
- [60] Grum, J., Kisin, M.: The influence of the microstructure of three Al–Si alloys on the cutting-force amplitude during fine turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46 (2006), pp. 769-781.
- [61] Grzesik, W.: Chapter Thirteen - Machinability of Engineering Materials, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 183-VII.
- [62] Batista, M., Salguero, J., Gómez, A., Álvarez, M., Marcos, M.: Image based analysis evaluation of the elements of secondary adhesion wear in dry turning of aluminum alloys. *Advanced Materials Research*, Vol. 498 (2012), pp. 133-138.
- [63] Hovsepian, P.E., Luo, Q., Robinson, G., Pittman, M., Howarth, M., Doerwald, D., Tietema, R., Sim, W.M., Deeming, A., Zeus, T.: TiAlN/VN superlattice structured PVD coatings: A new alternative in machining of aluminium alloys for aerospace and automotive components. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 201 (2006), pp. 265-272.

- [64] Chakravarthy, G.V., Chandran, M., Bhattacharya, S.S., Ramachandra, M.S., Kamaraj, M.: A comparative study on wear behavior of TiN and diamond coated WC–Co substrates against hypereutectic Al–Si alloys. *Applied Surface Science*, Vol. 261 (2012), pp. 520-527.
- [65] Itoigawa, F., Childs, T.H.C., Nakamura, T., Belluco, W.: Effects and mechanisms in minimal quantity lubrication machining of an aluminum alloy. *Wear*, Vol. 260 (2006), pp. 339-344.
- [66] Directiva 2008/98/CE del Parlamento Europeo y del Consejo de 19 de noviembre de 2008 sobre los residuos y por la que se derogan determinadas Directivas (Texto pertinente a efectos del EEE).
- [67] Ley 22/2011, de 28 de julio, de residuos y suelos contaminados, BOE 181, 29 de julio de 2011.
- [68] Liu, Z., An, Q., Xu, J., Chen, M., Han, S.: Wear performance of (nc-ALTiN)/(a-Si₃N₄) coating and (nc-AlCrN)/(a-Si₃N₄) coating in high-speed machining of titanium alloys under dry and Minimum Quantity Lubrication (MQL) conditions. *Wear* (In press).
- [69] Pusavec, F.: Porous tungsten machining under cryogenic conditions. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Vol. 35 (2012), pp. 84-89.
- [70] Sreejith, P.S., Ngoi, B.K.A.: Dry machining: Machining of the future. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 101 (2000), pp. 287-291.
- [71] Shokrani, A., Dhokia, V., Newman, S.T.: Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 57 (2012), pp. 83-101.
- [72] Coldwell, H.L., Dewes, R.C., Aspinwall, D.K., Renevier, N.M., Teer, D.G.: The use of soft/lubricating coatings when dry drilling BS L168 aluminium alloy. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 177–178 (2004), pp. 716-726.
- [73] Brinksmeier, E., Janssen, R.: Drilling of Multi-Layer Composite Materials consisting of Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP), Titanium and Aluminum Alloys. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 51 (2002), pp. 87-90.
- [74] Zitoun, R., Krishnaraj, V., Sofiane Almabouacif, B., Collombet, F., Sima, M., Jolin, A.: Influence of machining parameters and new nano-coated tool on drilling performance of CFRP/Aluminium sandwich. *Composites Part B: Engineering*, Vol. 43 (2012), pp. 1480-1488.
- [75] Sánchez Carrilero, M., Marcos, M.: Relaciones paramétricas en el mecanizado, 1 ed. Servicio de publicaciones de la UCA, Cádiz, 1994.
- [76] Ng, E.G., Szablewski, D., Dumitrescu, M., Elbestawi, M.A., Sokolowski, J.H.: High Speed Face Milling of a Aluminium Silicon Alloy Casting. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 53 (2004), pp. 69-72.
- [77] Rao, B., Shin, Y.C.: Analysis on high-speed face-milling of 7075-T6 aluminum using carbide and diamond cutters. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 41 (2001), pp. 1763-1781.

- [78] Calatoru, V.D., Balazinski, M., Mayer, J.R.R., Paris, H., L'Espérance, G.: Diffusion wear mechanism during high-speed machining of 7475-T7351 aluminum alloy with carbide end mills. *Wear*, Vol. 265 (2008), pp. 1793-1800.
- [79] Abukhshim, N.A., Mativenga, P.T., Sheikh, M.A.: Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46 (2006), pp. 782-800.
- [80] Grzesik, W.: 15.1 - High Speed Machining, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 213-VIII.
- [81] Salomon, C.: Critical Machining Velocities. German Patent No. 523594.
- [82] Lezanski, P., Shaw, M.C.: Tool face temperatures in high speed milling. *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 112 (1990), pp. 132-135.
- [83] Basti, A., Obikawa, T., Shinozuka, J.: Tools with built-in thin film thermocouple sensors for monitoring cutting temperature. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 47 (2007), pp. 793-798.
- [84] Kikuchi, M.: The use of cutting temperature to evaluate the machinability of titanium alloys. *Acta Biomaterialia*, Vol. 5 (2009), pp. 770-775.
- [85] Venkata Rao, R., Gandhi, O.P.: Digraph and matrix methods for the machinability evaluation of work materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42 (2002), pp. 321-330.
- [86] Kim, H.-G., Sim, J.-H., Kweon, H.-J.: Performance evaluation of chip breaker utilizing neural network. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 647-656.
- [87] Tangjitsitcharoen, S.: In-process monitoring and detection of chip formation and chatter for CNC turning. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 4682-4688.
- [88] Segreto, T., Simeone, A., Teti, R.: Chip form Classification in Carbon Steel Turning through Cutting Force Measurement and Principal Component Analysis. *Procedia CIRP*, Vol. 2 (2012), pp. 49-54.
- [89] Toropov, A., Ko, S.L.: Prediction of tool-chip contact length using a new slip-line solution for orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43 (2003), pp. 1209-1215.
- [90] Jared, B.H., Dow, T.A.: Investigation and prediction of chip geometry in diamond turning. *Precision Engineering*, Vol. 24 (2000), pp. 88-96.
- [91] Sánchez Carrilero, M., Marcos, M.: On the Machinability of Aluminium and Aluminium Alloys. *Journal of the Mechanical Behavior of Materials*, Vol. 7 (1996), pp. 179-193.
- [92] Rubio, E.M., Camacho, A.M., Sánchez-Sola, J.M., Marcos, M.: Chip arrangement in the dry cutting of aluminium alloys. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, Vol. 16 (2006), pp. 164-170.

- [93] Nouari, M., List, G., Girot, F., Coupard, D.: Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys. *Wear*, Vol. 255 (2003), pp. 1359-1368.
- [94] List, G., Nouari, M., Géhin, D., Gomez, S., Manaud, J.P., Le Petitcorps, Y., Girot, F.: Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy. *Wear*, Vol. 259 (2005), pp. 1177-1189.
- [95] Yoshikawa, H., Nishiyama, A.: CVD diamond coated insert for machining high silicon aluminum alloys. *Diamond and Related Materials*, Vol. 8 (1999), pp. 1527-1530.
- [96] Fox-Rabinovich, G., Dasch, J.M., Wagg, T., Yamamoto, K., Veldhuis, S., Dosbaeva, G.K., Tauhiduzzaman, M.: Cutting performance of different coatings during minimum quantity lubrication drilling of aluminum silicon B319 cast alloy. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 205 (2011), pp. 4107-4116.
- [97] Hanyu, H., Kamiya, S., Odagi, H., Murakami, Y., Saka, M.: Development of high performance diamond-coated drills for cutting high silicon aluminum alloy. *Thin Solid Films*, Vol. 413 (2002), pp. 139-146.
- [98] Martini, C., Morri, A.: Face milling of the EN AB-43300 aluminum alloy by PVD- and CVD-coated cemented carbide inserts. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Vol. 29 (2011), pp. 662-673.
- [99] Uhlmann, E., Lachmund, U., Brücher, M.: Wear behavior of HFCVD-diamond coated carbide and ceramic tools. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 131 (2000), pp. 395-399.
- [100] Arumugam, P.U., Malshe, A.P., Batzer, S.A.: Dry machining of aluminum–silicon alloy using polished CVD diamond-coated cutting tools inserts. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 200 (2006), pp. 3399-3403.
- [101] Sánchez-Sola, J.M., Sebastián, M.A., Carrilero, M.S., González, J.M., Marcos, M.: Characterisation of the Built-Up Edge and the Built-Up Layer in the machining process of AA7050 alloy. *Rev. Metal* (2005), pp. 365-368.
- [102] Parra, A.G., Álvarez, M., Salguero, J., Batista, M., Marcos, M.: Analysis of the evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer formation mechanisms in the dry turning of aeronautical aluminium alloys. *Advanced Materials Research*, Vol. 498 (2012), pp. 133-138.
- [103] Gökkaya, H.: The effects of machining parameters on cutting forces, surface roughness, Built-Up Edge (BUE) and Built-Up Layer (BUL) during machining AA2014 (T4) Alloy. *Journal of Mechanical Engineering*, Vol. 56 (2010), pp. 584-593.
- [104] Fang, N., Dewhurst, P.: Slip-line modeling of built-up edge formation in machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 47 (2005), pp. 1079-1098.
- [105] Xue, C., Chen, W.: Adhering layer formation and its effect on the wear of coated carbide tools during turning of a nickel-based alloy. *Wear*, Vol. 270 (2011), pp. 895-902.
- [106] Trent, E.M.: Metal cutting and the tribology of seizure: II movement of work material over the tool in metal cutting. *Wear*, Vol. 128 (1988), pp. 47-64.

- [107] Klocke, F., Eisenblätter, G., Krieg, T.: *Machining: Wear of Tools*, Encyclopedia of Materials: Science and Technology (Second Edition), Elsevier, Oxford, 2001, pp. 4708-4711.
- [108] Kadirgama, K., Abou-El-Hossein, K.A., Noor, M.M., Sharma, K.V., Mohammad, B.: Tool life and wear mechanism when machining Hastelloy C-22HS. *Wear*, Vol. 270 (2011), pp. 258-268.
- [109] Álvarez, M., Salguero, J., Sánchez, J.A., Huerta, M., Marcos, M.: SEM and EDS Characterisation of Layering TiOx Growth onto the Cutting Tool Surface in Hard Drilling Processes of Ti-Al-V Alloys. *Advances in Materials Science and Engineering* (2011).
- [110] Salguero, J., Batista, M., Sánchez, J.A., Marcos, M.: An XPS study of the stratified Built-Up Layers developed onto the tool surface in the dry drilling of Ti Alloys. *Advanced Materials Research*, Vol. 223 (2011), pp. 564-572.
- [111] Hamann, J.C., Le Maître, F., Guillot, D.: Selective Transfer Built-up Layer Displacement in High-Speed Machining – Consequences on Tool Wear and Cutting Forces. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 43 (1994), pp. 69-72.
- [112] Qi, H.S., Mills, B.: On the formation mechanism of adherent layers on a cutting tool. *Wear*, Vol. 198 (1996), pp. 192-196.
- [113] Sánchez Carrilero, M., Marcos Bárcena, M., González Madrigal, J.M., Álvarez Alcón, M., Díaz Vázquez, J.E.: Estudio mediante técnicas S.E.M. y E.D.S. del filo adherido (B.U.E.) y la capa adherida (B.U.L.) en el mecanizado de aleaciones ligeras. *Anales de Ingeniería Mecánica*, Vol. 12 (1998), pp. 269-274.
- [114] Carrilero, M.S., Marcos, M., Sánchez, V.M.: Feed Cutting Speed and Cutting Forces as Machinability Parameters of Al-Cu Alloys. *Journal of the Mechanical Behavior of Materials*, Vol. 7 (1996), pp. 167-178.
- [115] Sánchez Carrilero, M., Marcos, M., Álvarez, M., Sánchez, M., González, F.: Predicción dinamométrica del comportamiento de la aleación AA2024 en los procesos de mecanizado en un rango de velocidades moderada. *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, Vol. 36 (1997), pp. 222-225.
- [116] Carrilero, M.S., Marcos, M., Álvarez, M., Sánchez, V.M.: Evaluación de la calidad superficial de piezas mecanizadas a partir del análisis de la fuerza de corte. *Rev. Metal*, Vol. 34 (mayo) (1998), pp. 27-31.
- [117] Sánchez-Carrilero, M., Sánchez-Sola, J.M., González, J.M., Contreras, J.P., Marcos, M.: Cutting forces compatibility based on a plasticity model.: Application to the oblique cutting of the AA2024 alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42 (2002), pp. 559-565.
- [118] Salguero, J., Gómez, A., Carrilero, M.S., Batista, M., Álvarez, M., Marcos, M.: Roughness prediction models for tangential cutting forces in the dry turning of Al-Cu alloys. *Proceedings of 14th International Conference on Advances in Material Processing Technologies (AMPT)*, Estambul 2011.
- [119] Mabrouki, T., Girardin, F., Asad, M., Rigal, J.-F.: Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351). *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 48 (2008), pp. 1187-1197.

- [120] Basheer, A.C., Dabade, U.A., Joshi, S.S., Bhanuprasad, V.V., Gadre, V.M.: Modeling of surface roughness in precision machining of metal matrix composites using ANN. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 197 (2008), pp. 439-444.
- [121] Risbood, K.A., Dixit, U.S., Sahasrabudhe, A.D.: Prediction of surface roughness and dimensional deviation by measuring cutting forces and vibrations in turning process. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 132 (2003), pp. 203-214.
- [122] Özel, T., Karpaz, Y.: Predictive modeling of surface roughness and tool wear in hard turning using regression and neural networks. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45 (2005), pp. 467-479.
- [123] Pontes, F.J., Paiva, A.P.d., Balestrassi, P.P., Ferreira, J.R., Silva, M.B.d.: Optimization of Radial Basis Function neural network employed for prediction of surface roughness in hard turning process using Taguchi's orthogonal arrays. *Expert Systems with Applications*, Vol. 39 (2012), pp. 7776-7787.
- [124] Benardos, P.G., Vosniakos, G.C.: Predicting surface roughness in machining: a review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43 (2003), pp. 833-844.
- [125] UNE-EN ISO 4287: Especificación geométrica de los productos (GPS). Calidad Superficial: Método del perfil. Términos, definiciones y parámetros del estado superficial. AENOR, Madrid, 1999.
- [126] Sánchez Carrilero, M., Marcos Bárcena, M., Álvarez Alcón, M., Sánchez López, M., Contreras Samper, J.P.: Relaciones paramétricas asociadas a la maquinabilidad de aleaciones de aluminio-cobre. *Anales de Ingeniería Mecánica*, Vol. 11 (1997), pp. 59-66.
- [127] Sebastián Pérez, M.Á., Marcos Bárcena, M., Rubio Alvir, E.M., Sánchez Sola, J.M.: Estudio de los parámetros de acabado superficial en el mecanizado de la aleación de Al-Cu AA2024. Aplicación de UNE-EN ISO 4288 y UNE-EN ISO 1302. *Actas del XVII Congreso Internacional de Ingeniería Gráfica y XV ADM*. Sevilla, 2005.
- [128] UNE-EN ISO 4288: Especificación geométrica de los productos (GPS). Calidad Superficial: Método del perfil. Reglas y procedimientos para la evaluación del estado superficial. AENOR, Madrid, 1998.
- [129] UNE-EN ISO 1302: Especificación geométrica de los productos (GPS). Calidad Superficial: Método del perfil. Indicación de la calidad superficial en la documentación técnica de productos. AENOR, Madrid, 2002.
- [130] Rubio, E.M., Camacho, A.M., Sánchez, J.M., Marcos, M.: Evolución de la calidad superficial con la longitud de mecanizado en el torneado de aleaciones de Al-Cu. *Actas del XV Congreso de Máquinas-Herramienta y Tecnología de Fabricación*, San Sebastián (España), 2004.
- [131] Marcos-Bárcena, M., Sebastián-Pérez, M.A., Contreras-Samper, J.P., Sánchez-Carrilero, M., Sánchez-López, M., Sánchez-Sola, J.M.: Study of roundness on cylindrical bars turned of aluminium-copper alloys UNS A92024. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 162-163 (2005), pp. 644-648.
- [132] Sánchez Sola, J.M., Marcos Bárcena, M., Sebastián Pérez, M.Á., Rubio Alvir, E.M., Martínez Ruiz, A.: La precisión geométrica en el mecanizado de barras

cilíndricas de aleación de Aluminio-Zinc, basado en mediciones de oscilación radial. Actas del XVIII Congreso Internacional de Ingeniería Gráfica, Sitges, 2006.

[133] Sánchez Sola, J.M., Batista, M., Salguero, J., Gómez, A., Marcos, M.: Cutting speed-feed based parametric model for macro-geometrical deviations in the dry turning of UNS A92024 Al-Cu alloys. Key Engineering Materials, Vol. 504-506 (2012), pp. 1311-1316.

Capítulo 4

Metodología Experimental

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Índice

4.1.	Introducción	4.1
4.2.	Metodología	4.2
4.3.	Análisis de la aleación utilizada en los ensayos	4.5
4.4.	Planificación de los ensayos	4.7
4.4.1.	Variables consideradas en los ensayos	4.7
4.4.2.	Tipos de ensayos	4.8
4.4.2.1.	Ensayos de corta duración	4.9
4.4.2.2.	Ensayos de mecanizado con longitud axial constante	4.10
4.4.3.	Valores de los parámetros de corte utilizados	4.10
4.4.4.	Codificación de los ensayos	4.12
4.5.	Preparación de las probetas	4.13
4.6.	Preparación de la herramienta y la máquina-herramienta	4.14
4.7.	Ejecución de los ensayos de mecanizado	4.17
4.8.	Análisis de la viruta	4.20
4.9.	Análisis de la herramienta	4.22
4.10.	Análisis de la calidad de acabado superficial	4.26
4.11.	Generación de informes	4.33
4.12.	Conclusiones	4.34
4.13.	Referencias	4.34

En este capítulo se realiza una exposición de la metodología experimental empleada en el desarrollo de la presente Tesis, identificando y ordenando las distintas fases que la conforman. Además, se identifican y describen los recursos materiales e instrumentales empleados para el desarrollo de la misma.

4.1. Introducción

Tal y como se ha puesto de manifiesto, el gran número de variables que intervienen en los procesos de mecanizado hace que su estudio sea complejo. Así, el uso de técnicas basadas en modelos analíticos para su mejora suele entrañar una elevada dificultad, recurriéndose habitualmente a simplificaciones que dan lugar a resultados que se alejan del comportamiento real del proceso. Por ello, es necesario acudir, en la medida de lo posible, a la experimentación. Ésta no está exenta de dificultades, precisando de una inversión importante en tiempo y recursos materiales. Sin embargo, habitualmente los resultados obtenidos suelen ajustarse en mayor medida a la realidad del proceso estudiado.

Como ya se ha indicado, el objetivo principal de la presente Tesis Doctoral es el análisis paramétrico del torneado en seco de la aleación de Al-Zn UNS A97075. De acuerdo con lo anterior, la consecución de este objetivo está íntimamente ligada al desarrollo de una fase experimental que permita recoger los datos necesarios para su posterior análisis. De este análisis se derivarán una serie de conclusiones que permitirán verificar si se han alcanzado los objetivos inicialmente propuestos.

El éxito de la fase experimental depende en gran medida de la selección de una metodología apropiada, acorde con los objetivos planteados y que permita el máximo aprovechamiento de la infraestructura material y humana disponible. De este modo, en este capítulo se procederá a la exposición de la metodología experimental empleada, identificando y ordenando las distintas fases que la conforman. Además, se

procederá a la identificación y descripción de los recursos materiales e instrumentales empleados en cada una de estas fases.

4.2. Metodología

En la Figura 4.1 se recoge el esquema general de la metodología experimental empleada. Dicha metodología se ha estructurado en cuatro fases, no necesariamente secuenciales, cada una de las cuales contiene diversas etapas:

- *Fase 1 o fase preliminar:* Se trata de una fase previa a la ejecución de los ensayos. Comprende las siguientes etapas:
 - Establecimiento del estado del arte del mecanizado de las aleaciones objeto de estudio. Esta etapa de la fase preliminar se corresponde con lo recogido en los capítulos 2 y 3.
 - Planificación de los ensayos. Incluye la identificación de recursos materiales e instrumentales necesarios, selección de variables de entrada y salida, valores de los parámetros de corte a emplear, tipos de ensayo a ejecutar sobre la base de los objetivos perseguidos, forma y dimensiones de las probetas, etc.
 - Preparación de los ensayos. Incluye la preparación de las probetas, las herramientas, las máquinas-herramienta y los elementos auxiliares necesarios para la ejecución de los ensayos.
- *Fase 2. Ejecución de los ensayos de mecanizado:*
 - Elaboración de protocolos de actuación. Permiten sistematizar las distintas operaciones a realizar durante el mecanizado, en función del tipo de ensayo a ejecutar.
 - Creación de un sistema de codificación. El número elevado de ensayos a realizar, así como la gran cantidad de datos asociados a cada ensayo, requieren de la utilización de un sistema de codificación que permita ordenar toda la información, así como facilitar su manejo y accesibilidad.
 - Creación del programa de CNC. Permitirá la ejecución de los distintos ensayos mediante la modificación del valor de las variables de entrada al proceso.
 - Montaje de un dispositivo de grabación. Permitirá registrar en video todo el proceso de mecanizado, así como cualquier incidencia que tenga lugar durante el mismo.

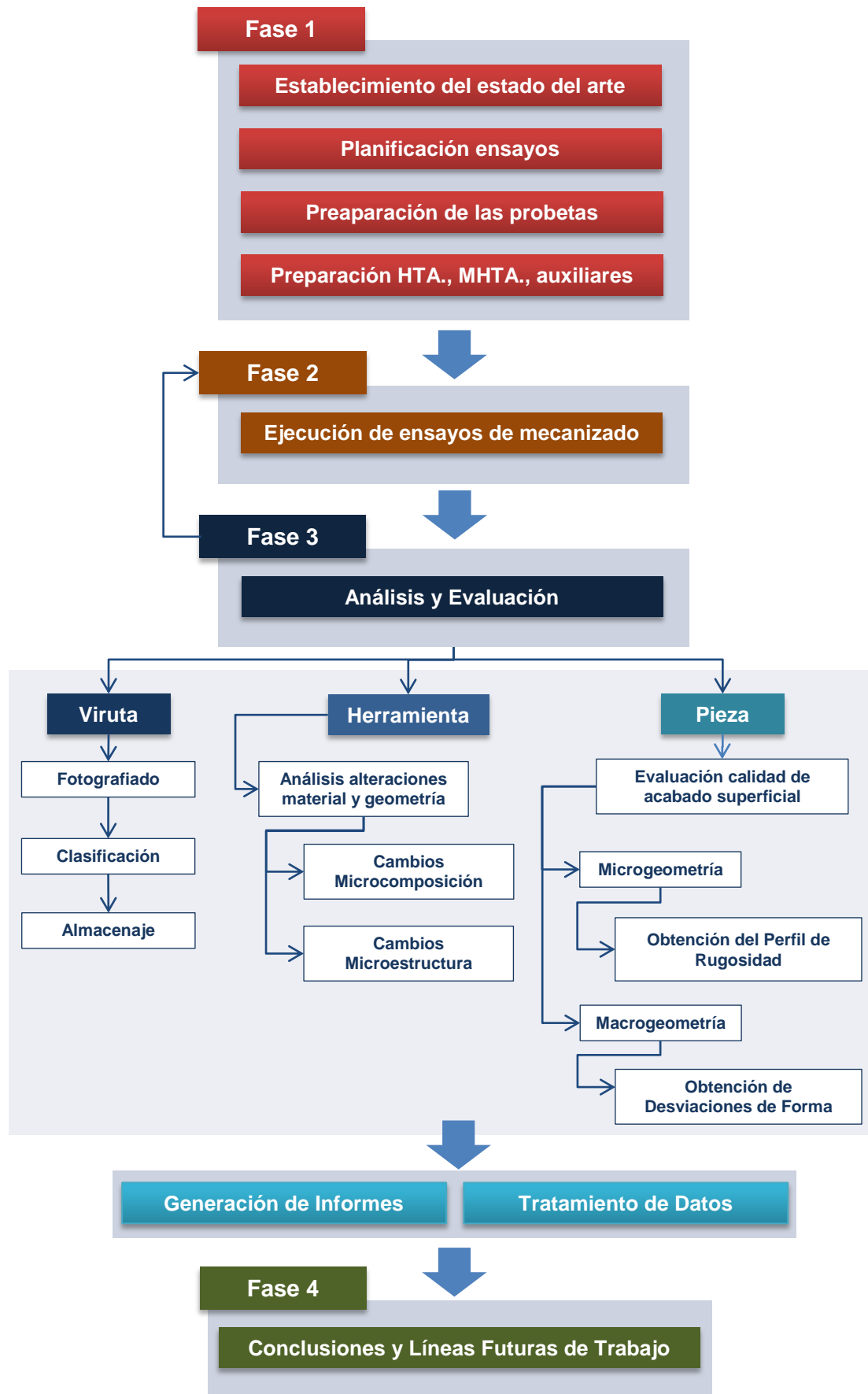


Figura 4.1. Esquema general de la metodología experimental adoptada

- Creación de un sistema de almacenamiento para las herramientas. Permitirá tener localizadas las herramientas correspondientes a un ensayo concreto, para su análisis tras el mecanizado. Este sistema de almacenamiento estará íntimamente ligado al sistema de codificación empleado en los ensayos.
 - Creación de un sistema de almacenamiento para la viruta. Permitirá el almacenaje y localización de la viruta generada en cada ensayo, para análisis futuros. Al igual que ocurría con las herramientas, este sistema de almacenamiento estará íntimamente ligado a la codificación empleada en los ensayos.
- *Fase 3: Análisis y evaluación:*
- Viruta: Análisis de su morfología y clasificación.
 - Herramienta: Análisis de los cambios que sufre la herramienta tras el proceso de mecanizado.
 - Probeta mecanizada: Evaluación de la calidad de acabado superficial de las probetas mecanizadas, a escala micro y macrogeométrica.
 - Generación de informes: Recopilación de los resultados obtenidos y elaboración de un informe para cada ensayo realizado. Este informe facilitará el análisis de los resultados y su posterior discusión. A tal efecto, se ha creado un modelo normalizado para la recogida de datos y exposición de los resultados.
 - Tratamiento de datos. Incluye el tratamiento matemático de los resultados y la obtención de relaciones paramétricas que permitan relacionar los parámetros de corte con los resultados de calidad superficial obtenidos.
 - Retroalimentación. Los resultados obtenidos pueden requerir la modificación o ampliación de los aspectos recogidos en la Fase 2.
- *Fase 4. Elaboración de conclusiones y propuesta de líneas futuras de trabajo.* A partir del análisis y discusión de los resultados obtenidos se obtendrán las principales conclusiones de la presente Tesis Doctoral. De esta forma se podrá verificar el grado de consecución de los objetivos planteados inicialmente, además de permitir establecer la línea de trabajo a seguir con posterioridad.

Es preciso indicar que esta metodología experimental se ha basado en la metodología utilizada por otros investigadores, pertenecientes a la Universidad de Cádiz, que se encuentran investigando los procesos de mecanizado en seco de diversas aleaciones ligeras de interés aeroespacial [1]. Dicha metodología ha sido

adaptada a las particularidades del estudio objeto de la presente Tesis. Con ello se ha pretendido uniformizar criterios y facilitar la comparación de resultados entre distintas aleaciones con aplicaciones similares.

4.3. Análisis de la aleación utilizada en los ensayos

La aleación que se ha seleccionado para el desarrollo de la presente Tesis Doctoral ha sido la aleación de Al-Zn UNS A97075. Dentro del conjunto de aleaciones de aluminio de uso en la industria aeroespacial, se trata de una de las menos estudiadas, desde el punto de vista de las operaciones de mecanizado, tal y como se puso de manifiesto en el capítulo 3.

Se trata de una aleación de la serie 7000 (Al-Zn), cuyos aleantes principales (Zn-Mg-Cu) le confieren la más alta resistencia dentro de las aleaciones de aluminio. Estas características de resistencia, combinadas con su baja densidad, hacen que sea uno de los materiales más utilizados en la fabricación de componentes estructurales para aeronaves [2].

El material con el que se han ejecutado los ensayos fue suministrado en estado de tratamiento térmico T6. El envejecimiento artificial durante este tratamiento térmico tiene lugar a 135°C, con una duración de entre 12 y 16 horas. Con ello se consigue los valores más altos de resistencia posible, entre los distintos tratamientos térmicos [3].

Para conocer la composición del material suministrado para los ensayos, se prepararon una serie de probetas de la aleación para su análisis mediante técnicas de espectrometría de emisión atómica (Atomic Emission Spectroscopy, AES). Para ello se hizo uso de un espectrómetro de emisión de chispa, Figura 4.2.



Figura 4.2. Espectrómetro de emisión atómica

Los resultados obtenidos en cuanto a composición y proporción de aleantes se encuentran recogidos de forma detallada en el Anexo C de la presente Tesis Doctoral. Estos resultados se muestran de forma resumida en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1. Composición en % en masa de la aleación ensayada

	Zn	Mg	Cu	Cr	Fe	Mn	Otros	Al
Muestra analizada	6,03	2,62	1,87	0,19	0,15	0,08	0,12	88,94
Límites composición UNE 38371 [4]	5,1-6,1	2,1-2,9	1,2-2	0,18-0,28	≤ 0.5	≤ 0,3	-	≤ 90

El alto contenido en Zn le confiere a este tipo de aleaciones (serie 7000) una elevada plasticidad, influyendo de forma notable en su comportamiento ante acciones mecánicas y, por tanto, en aspectos como la morfología de la viruta obtenida durante el mecanizado y en la forma en la que la viruta se separa de la zona de corte [1].

Por otro lado, con el fin de conocer la microestructura del material suministrado para los ensayos, se prepararon otra serie de muestras que fueron analizadas haciendo uso de técnicas de microscopía electrónica de barrido (Scanning Electron Microscopy, SEM), y de espectroscopía de energía dispersiva (Energy Dispersive Spectroscopy, EDS), utilizando para ello un microscopio electrónico cuyas características se describen en el apartado 4.9.

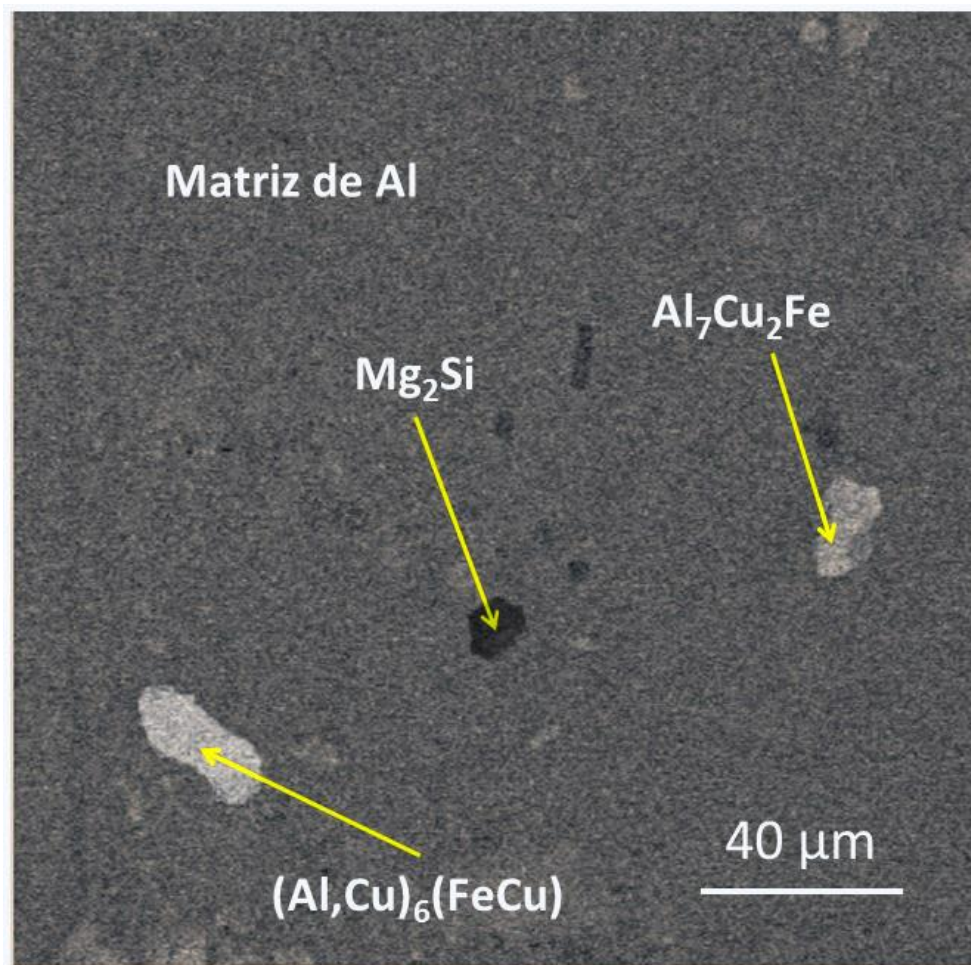


Figura 4.3. Imagen SEM de una muestra de la aleación UNS A97075-T6, donde se observa la presencia de intermetálicos dentro de la matriz de aluminio

En la Figura 4.3 se muestra una imagen SEM de una muestra de la aleación utilizada en los ensayos. En ella se puede observar la presencia de una matriz de aluminio y varios tipos de precipitados, unos con forma esférica y otros con forma irregulares. El análisis EDS realizado sobre la misma revela que los intermetálicos esféricos están compuestos de Mg_2Si , mientras que las partículas con forma irregular están compuestas de Al_7Cu_2Fe y $(AlCu)_6(FeCu)$, de acuerdo con [5].

Tal y como se ha indicado con anterioridad, la presencia de este tipo de precipitados dentro de la microestructura de la aleación afectará a las propiedades mecánicas de la misma y a su comportamiento durante el mecanizado [6].

4.4. Planificación de los ensayos

Como se mencionó en el apartado 4.1, la experimentación requiere de una inversión importante en tiempo y recursos, tanto materiales como humanos. El éxito en el trabajo realizado depende en gran medida de una correcta planificación de esta etapa. Así, en el siguiente apartado se realizará una exposición de los pasos seguidos en la planificación de los ensayos experimentales.

4.4.1. Variables consideradas en los ensayos

Tal y como se ha indicado previamente, el número de variables de entrada y salida que intervienen en estos procesos es elevada. Dado que se dispone de unos recursos limitados, en primer lugar será necesario recurrir a una simplificación del estudio, seleccionando para ello sólo algunas de las variables y/o parámetros de entrada y de salida, considerando constantes el resto.

Así, la primera variable cuyo valor se ha fijado ha sido el material mecanizado, (aleación UNS A97075-T6). Este material se ha preparado en probetas con forma y dimensiones como las indicadas en el apartado 4.5.

Por otro lado, de acuerdo con las tendencias actuales de desarrollar procesos de máximo rendimiento medioambiental [7,8], los mecanizados se llevaron a cabo evitando en lo posible la formación de residuos perjudiciales para el entorno, ejecutándose en ausencia total de fluidos de corte (en seco, *Dry Machining*).

La geometría y el material de la herramienta de corte también se han considerado fijos, realizándose los ensayos con un sólo tipo de herramientas, cuyas características se indican en el apartado 4.6.

El proceso de corte también se ha prefijado, ciñéndose el estudio, de forma exclusiva, a operaciones de torneado. Dentro de las distintas operaciones de torneado

se ha seleccionado el cilindrado, dada su sencillez de ejecución y facilidad para la observación y toma de medidas.

Por tanto, las variables de entrada al proceso consideradas han sido los parámetros de corte: velocidad de corte (v), avance (a) y profundidad de corte (p).

Por otra parte, en lo que se refiere a variables de salida del proceso, se ha seleccionado para su análisis la calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas. Esta calidad sólo se ha contemplado desde el punto de vista geométrico, obviándose en esta Tesis variables de carácter fisicoquímico. De esa forma, su evaluación se ha llevado a cabo a partir de las desviaciones obtenidas a escalas micro y macrogeométricas.

A escala microgeométrica, se ha procedido a la adquisición del perfil de rugosidad de las piezas mecanizadas. Como variable evaluadora se ha seleccionado la rugosidad media aritmética (Ra) [9], de uso ampliamente extendido para estos propósitos [10,11]. Por otra parte, a escala macrogeométrica se han evaluado desviaciones de forma de las piezas mecanizadas. Dado que la operación de mecanizado ejecutada es el cilindrado, se ha optado por evaluar la rectitud, el paralelismo, la redondez y la oscilación radial.

Por otro lado, otra de las variables de salida seleccionadas para su análisis ha sido el desgaste de la herramienta. Aunque no se han llevado a cabo mediciones de dicho desgaste, sí se ha realizado un análisis de tipo cualitativo, identificando cuáles son los mecanismos que lo originan y las zonas de la herramienta donde se localiza. Además, dichas zonas se han caracterizado a escala microscópica con objeto de relacionar su forma y composición con los mecanismos de desgaste y con las desviaciones geométricas de la pieza mecanizada.

Finalmente, se ha considerado también como variable de salida la tipología de la viruta obtenida durante el mecanizado. Para ello, se ha realizado un análisis de su morfología final y de la forma en la que se genera durante el mecanizado. Finalmente, se ha realizado una clasificación de la misma en función de estos resultados, siguiendo los criterios establecidos en la norma ISO 3685 [12].

En resumen, como se infiere de lo anterior, se pretende estudiar la influencia de los parámetros de corte, velocidad de corte (v), avance (a) y profundidad de corte (p), sobre la calidad geométrica de acabado superficial obtenida en las piezas mecanizadas, el desgaste de la herramienta y la morfología de la viruta obtenida.

4.4.2. Tipos de ensayos

Para llevar a cabo este estudio se han diseñado dos tipos de ensayos distintos: los que se han denominado “*ensayos de corta duración*” ($t = 10$ s) y los que se han denominado “*ensayos de mecanizado con longitud axial constante*” ($L = 150$ mm). Los

dos tipos de ensayos están diseñados para intentar alcanzar objetivos distintos, aunque, considerados de forma conjunta, se complementan para lograr alcanzar el objetivo principal de esta Tesis, realizar un análisis paramétrico del mecanizado en seco de la aleación UNS A97075.

4.4.2.1. Ensayos de corta duración

Tal y como se ha visto en el capítulo 3, aleaciones de aluminio similares a la estudiada presentan desgaste por adhesión indirecta desde los primeros instantes del mecanizado, dando lugar a alteraciones en las características iniciales de la herramienta. Estas alteraciones influyen en la calidad de acabado superficial obtenido.

Sin embargo, no se han encontrado estudios en la bibliografía consultada que confirmen este comportamiento en el caso de la aleación UNS A97075. Este hecho justifica la ejecución de ensayos de corta duración que permitan analizar la evolución del desgaste de la herramienta en esos primeros instantes del mecanizado, así como su influencia sobre la calidad de acabado superficial desde el punto de vista geométrico.

De este modo, se ha procedido a la ejecución de una serie de ensayos donde el tiempo de mecanizado se ha fijado para un valor constante de $t = 10$ s. De acuerdo con lo anteriormente expuesto, los objetivos que se persiguen en este tipo de ensayos son varios:

- Analizar las alteraciones que sufre la herramienta en los primeros instantes del mecanizado, así como la influencia de los parámetros de corte en dichas alteraciones.
- Identificar si los mecanismos que dan lugar a esas alteraciones son los mismos, y se desencadenan de igual forma, que en otras aleaciones de aluminio similares.
- Determinar la calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas a nivel microgeométrico, evaluada en términos de Ra , analizando la influencia de los parámetros de corte.
- Obtener ecuaciones paramétricas que permitan predecir el valor de Ra en función de los valores de los parámetros de corte empleados.
- Clasificar la viruta obtenida en función de su morfología y la forma en la que se desprende durante el proceso de mecanizado, estudiando la influencia del valor de los parámetros de corte empleados.
- Realizar un análisis de la relación existente entre la morfología de la viruta obtenida, el desgaste de la herramienta y el valor de Ra obtenido, en función de los valores de los parámetros de corte empleados.

4.4.2.2. Ensayos de mecanizado con longitud axial constante

Con el objetivo de ampliar el análisis, además de evaluar el comportamiento de la aleación durante los primeros instantes del mecanizado, es necesario evaluar dicho comportamiento en ensayos de mayor duración. De este modo, se ha procedido a la ejecución de una serie de ensayos donde se ha mantenido constante, en lugar del tiempo de mecanizado, la longitud recorrida por la herramienta de forma paralela al eje de la pieza mecanizada (longitud axial de mecanizado, L). Los ensayos se han realizado para un valor constante de $L = 150$ mm. Los objetivos que se persiguen en este tipo de ensayos son:

- Analizar el estado de la herramienta al finalizar el mecanizado, así como la influencia de los parámetros de corte en dicho estado, comparándolo con el obtenido en los ensayos de corta duración para los mismos valores de parámetros de corte.
- Verificar si las tendencias en el comportamiento de Ra con los parámetros de corte se mantienen en ensayos de mayor duración, aunque, en realidad, el tiempo de mecanizado sea variable.
- Analizar la evolución de Ra , a lo largo de la longitud axial de mecanizado (L), así como la influencia de los valores de los parámetros de corte sobre dicha evolución.
- Obtener una ecuación paramétrica que permita determinar el valor de Ra en función de L y de los parámetros de corte.
- Evaluar la calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas a partir de las desviaciones obtenidas a escala macrogeométrica, analizando la influencia de los parámetros de corte sobre distintas desviaciones de forma (rectitud, paralelismo, redondez y oscilación radial).
- Obtener ecuaciones paramétricas que permitan determinar el valor de las desviaciones de forma en función de los valores de los parámetros de corte empleados.
- Verificar si la tipología de viruta sufre algún tipo de modificación a lo largo de ensayos más largos, que puedan afectar a la integridad de la pieza o la herramienta y a la continuidad del proceso.

4.4.3. Valores de los parámetros de corte utilizados

Dado que se pretende analizar la influencia de los parámetros de corte sobre una serie de variables de salida del proceso de mecanizado, ha sido necesario

seleccionar un conjunto de valores de estos parámetros para la ejecución de los ensayos, así como la forma en la que se combinan.

En este sentido, en el capítulo 3 se comentaron las singularidades que presenta el mecanizado de las aleaciones de aluminio frente a otras aleaciones metálicas. Dichas singularidades justifican la utilización de ensayos “Factor by Factor” (FbF), donde se tienen en cuenta el mayor número de combinaciones posibles entre los valores de parámetros de corte seleccionados, frente a otras técnicas como el “Diseño de Experimentos” (DoE).

En la Tabla 4.2 se muestran los valores utilizados para los ensayos de corta duración ($t = 10$ s). Se trata de valores habitualmente utilizados en el mecanizado de este tipo de aleaciones en determinadas aplicaciones aeronáuticas. En este contexto, es preciso hacer constar que, aunque las bajas velocidades no son recomendables para el mecanizado de aleaciones de aluminio -y menos en seco-, se aplican cuando el aluminio aparece hibridado con otros materiales cuyo mecanizado requiere muy bajas velocidades de corte. Por otra parte, el rango seleccionado coincide con el empleado por otros investigadores que se encuentran estudiando aleaciones similares, lo cual facilita la comparación de resultados.

El número de ensayos resultantes, teniendo en cuenta las distintas combinaciones de estos valores entre sí, son 48. Finalmente se ejecutaron 47, dejando fuera la combinación correspondiente al valor más alto de v , a y p , debido a limitaciones de la máquina-herramienta disponible.

Tabla 4.2. Valores de los parámetros de corte utilizados en los ensayos con $t = 10$ s

v (m/min)	a (mm/r)	p (mm)
40	0,05	0,5
80	0,1	1
170	0,2	2
200	0,3	

Para el caso de los ensayos de larga duración ($L = 150$ mm) existen una serie de factores que han condicionado el número de ensayos realizados y, por tanto, el número de valores distintos de parámetros corte seleccionados. Por un lado, el tiempo invertido en la realización de estos ensayos es muy superior que en el caso de los ensayos con $t = 10$ s, tanto en la duración del mecanizado como en el proceso de medición. El número de perfiles de rugosidad a adquirir se multiplica por 6, respecto de los ensayos cortos. A esto hay que añadir las medidas a realizar en cuanto a las desviaciones de forma. Por otra parte, las medidas de rugosidad se pueden ejecutar sin desmontar la probeta de la máquina-herramienta, gracias a la utilización de un rugosímetro portátil (véase apartado 4.10). Sin embargo, la medida de las desviaciones de forma requiere del desmontaje de las probetas de la máquina-herramienta y su traslado hasta la medidora de formas (véase apartado 4.10).

Así, se ha optado por ejecutar estos ensayos más largos manteniendo la profundidad de corte constante y eliminando el valor más alto del avance (0,3 mm/r). Los resultados obtenidos en los ensayos cortos justifican esta decisión, tal y como se pondrá de manifiesto en el capítulo 5. De esta forma, se han realizado un total de 12 ensayos con $L = 150$ mm, resultado de combinar los valores de v , a y p recogidos en la Tabla 4.3.

Tabla 4.3. Valores de los parámetros de corte utilizados en los ensayos con $L = 150$ mm

v (m/min)	a (mm/r)	p (mm)
40	0,05	1
80	0,1	
170	0,2	
200		

4.4.4. Codificación de los ensayos

El número elevado de ensayos ejecutados, unido a la gran cantidad de datos y medidas asociados a cada ensayo, hacen que la información generada en cada uno de ellos sea elevada y de diversa índole. Con el objetivo de ordenar esta información, y facilitar su manejo y accesibilidad, se ha utilizado un código identificativo para cada ensayo. De esta forma, toda la información asociada al mismo (recogida de datos, resultados, informes, fotografías, vídeos, etc.) ha quedado identificada con ese código.

Se trata de un código biunívoco, basado en el recogido en [1], de tal forma que cada codificación generada identifique inequívocamente a un único ensayo. Este código alfanumérico contiene información relativa a la herramienta utilizada, los parámetros de corte aplicados y el tipo de ensayo ejecutado. En la Figura 4.4 se muestra el sistema de codificación diseñado.

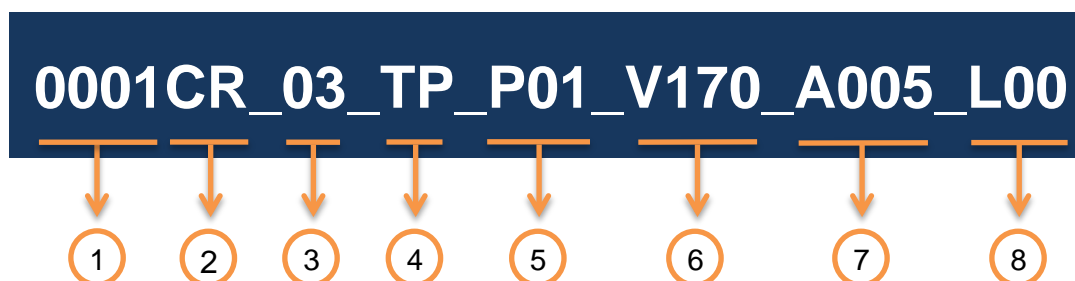


Figura 4.4. Sistema de codificación usado en los ensayos

El significado de cada uno de los caracteres que constituyen el código es el siguiente:

1. *Número de caja*. Se trata de cuatro dígitos numéricos, asignados de forma secuencial, que permiten en todo momento identificar la caja donde se almacena la plaquita una vez ejecutado el ensayo (apartado 4.6).
2. *Recubrimiento de la herramienta*. Puede tomar el valor CR, con recubrimiento, o SR, sin recubrimiento (véase apartado 4.6).
3. *Número de plaquita*. Se trata de dos dígitos numéricos que identifican la posición de cada herramienta dentro su caja. Puede tomar un valor entre 01 y 12 (véase apartado 4.6).
4. *Filo*. Puede tomar el valor TP u OO, e identifica el filo de la plaquita con el que se ha ejecutado el ensayo (véase apartado 4.6).
5. *Profundidad de corte*. Puede tomar los valores P05, P1 o P2 en función de si la profundidad de corte utilizada ha sido de 0,5, 1 o 2 mm respectivamente.
6. *Velocidad de corte*. Puede tomar los valores V40, V80, V170 o V200, en función de si la velocidad de corte utilizada ha sido de 40, 80, 170 o 200 m/min respectivamente.
7. *Avance*. Puede tomar los valores A005, A01, A02 o A03, en función de si el avance utilizado ha sido de 0,05, 0,1, 0,2 o 0,3 mm/r respectivamente.
8. *Longitud de mecanizado*. Toma un valor de L150 para los ensayos con longitud axial de mecanizado constante y L00 para los ensayos de corta duración ($t = 10$ s).

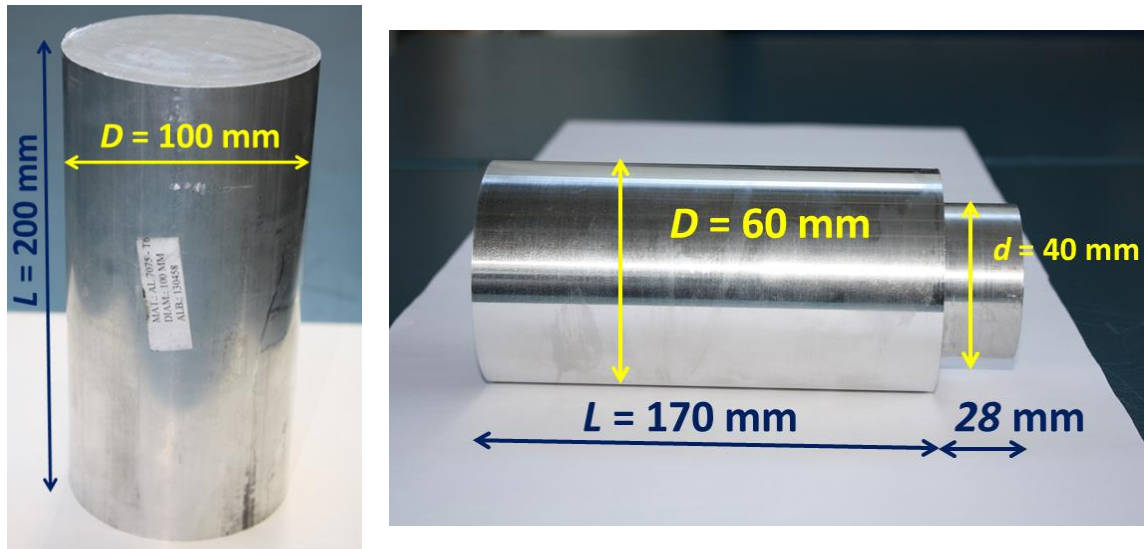
4.5. Preparación de las probetas

La aleación de Al-Zn UNS A97075-T6 para la ejecución de los ensayos fue suministrada en forma de barras cilíndricas de 200 mm de longitud y 100 mm de diámetro, Figura 4.5.a.

A este material de partida se le practicaron una serie de operaciones previas para prepararlo para los ensayos. Por un lado, cada una de sus caras frontales fue sometida a un refrentado de 1 mm, con el objetivo de regularizar su superficie.

Además, para facilitar su sujeción en el plato de garras del torno de CNC, se le practicó un rebaje en su extremo, de 28 mm de longitud y 40 mm de diámetro. Finalmente, debido a las limitaciones dimensionales de la máquina de CNC, se realizó una reducción del diámetro de las probetas hasta alcanzar el valor de 60 mm, Figura 4.5.b.

Todas estas operaciones de mecanizado preliminares se ejecutaron haciendo uso de un torno convencional paralelo marca PINACHO modelo S90/180, Figura 4.6.



(a)

(b)

Figura 4.5. (a). Barras suministradas de aleación de Al-Zn UNS A97075. (b). Preparación de la probeta para ensayos de mecanizado



Figura 4.6. Torno paralelo convencional PINACHO S-90/180 utilizado para la preparación de las probetas

4.6. Preparación de la herramienta y la máquina-herramienta

Tal y como se ha comentado con anterioridad, los ensayos de mecanizado se han ejecutado en ausencia total de fluidos de corte, lo que genera condiciones muy

agresivas desde el punto de vista térmico y mecánico. Por ello, la herramienta de corte utilizada debe ser capaz de soportar estas condiciones.

De este modo, se han seleccionado insertos con referencia ISO KCMW 11T308FN M, de SECO, con núcleo de WC-Co y recubrimiento de TiN, y cuya geometría se indica en la Figura 4.7. Estas plaquitas colocaron en un portaherramientas de sección cuadrada de 20 x 20 mm, con referencia SDNCN 2020M15 de SECO, Figura 4.8.

Cada herramienta se utilizó para la ejecución de dos ensayos: uno mediante el filo marcado como TP y otro utilizando el filo contrario, denominado filo OO. Así, mediante la utilización de un filo nuevo en cada ensayo, se garantizan las mismas condiciones iniciales en la herramienta, Figura 4.9.

Una vez ejecutados los mecanizados, las herramientas se almacenaron en su correspondiente caja. Cada caja se identificó por un número, asignado de forma secuencial. Además, cada plaquita se almacenó en una posición concreta dentro de cada caja, identificándose dicha posición con un número entre 1 y 12. Este número se marcó tanto en la caja como en el dorso de la herramienta, Figura 4.10. El objetivo de estas identificaciones ha sido tener localizadas en todo momento las distintas herramientas utilizadas en los ensayos, para su posterior análisis.

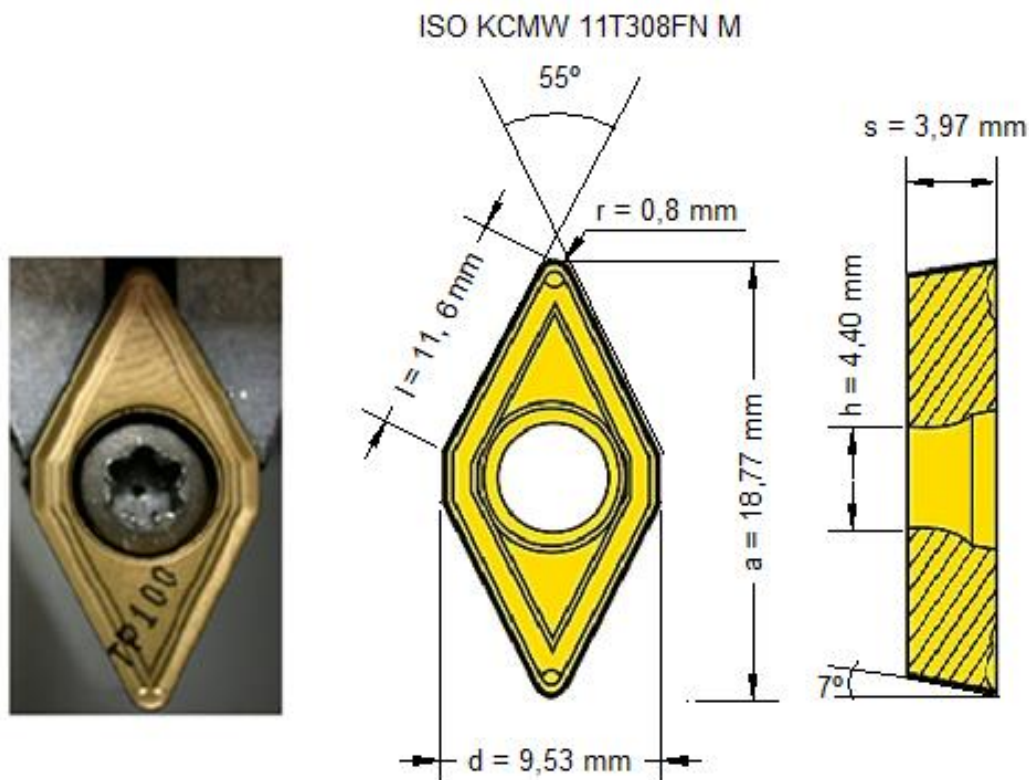


Figura 4.7. Geometría de la herramienta de corte utilizada en los ensayos

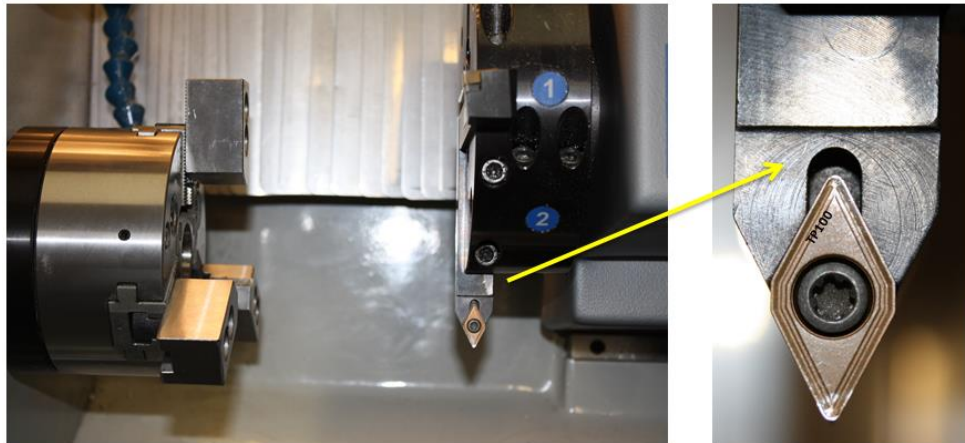


Figura 4.8. Portaherramientas utilizado en los ensayos



Figura 4.9. Herramienta de corte montada por: (a) el filo TP y (b) el filo OO

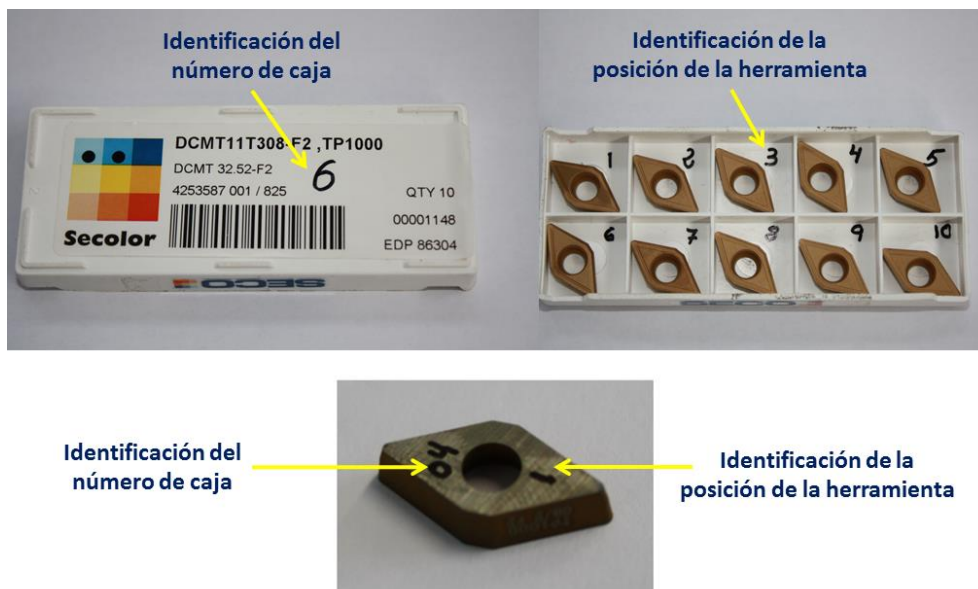


Figura 4.10. Sistema de identificación de las herramientas de corte utilizadas en los ensayos

Para ejecutar los ensayos de torneado horizontal se utilizó un torno paralelo modelo ECLIPSE de la casa EMCO, equipado con control numérico FAGOR 8055T, Figura 4.11.



Figura 4.11. Torno paralelo equipado con CNC

4.7. Ejecución de los ensayos de mecanizado

Los ensayos de mecanizado consistieron en cilindrados en seco de la aleación de aluminio objeto de estudio, ejecutados con las herramientas y máquinas-herramienta indicadas en el apartado 4.6, con probetas con dimensiones iniciales como las indicadas en el apartado 4.5. Tal y como se ha comentado en el apartado 4.4.2, se han ejecutado dos tipos de ensayos: Ensayos con $t = 10$ s, denominados de corta duración, y ensayos con longitud axial de mecanizado constante, de valor $L = 150$ mm. En la Figura 4.12 y la Figura 4.13 se muestran los diagramas de flujo correspondientes a cada uno de estos tipos de ensayos.

Las probetas se colocaron en el torno de control numérico sujetándose por un extremo al plato de garras y, por el otro, al contrapunto. De esta forma se minimiza el error dimensional obtenido en los diámetros de las piezas mecanizadas [13-15].

Los ensayos se ejecutaron con los valores de parámetros de corte indicados en la Tabla 4.2 y la Tabla 4.3. Estos parámetros de corte fueron introducidos vía programación de CNC, así como las longitudes axiales de corte para cada ensayo. Para el caso de los ensayos con $t = 10$ s estas longitudes fueron calculadas a partir de los parámetros de corte a emplear y la medida del diámetro de partida de la probeta. Dicho diámetro fue controlado con un pie de rey digital de MITUTOYO, modelo Digimatic, con incertidumbre de calibración recogida en el correspondiente certificado de calibración, que se adjunta en el anexo B de la presente Tesis Doctoral.

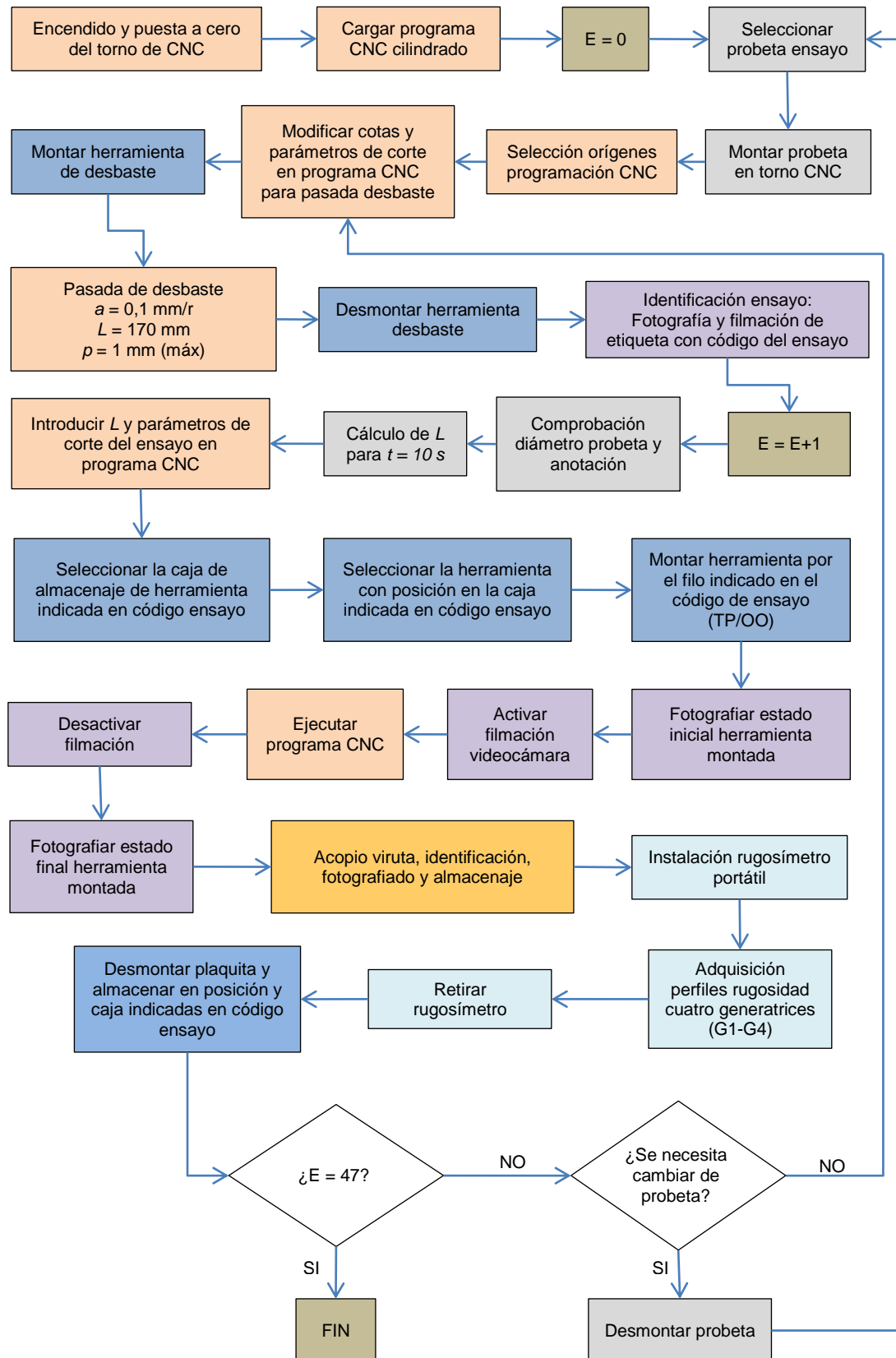


Figura 4.12. Diagrama de flujo ensayos de mecanizado con $t = 10$ s

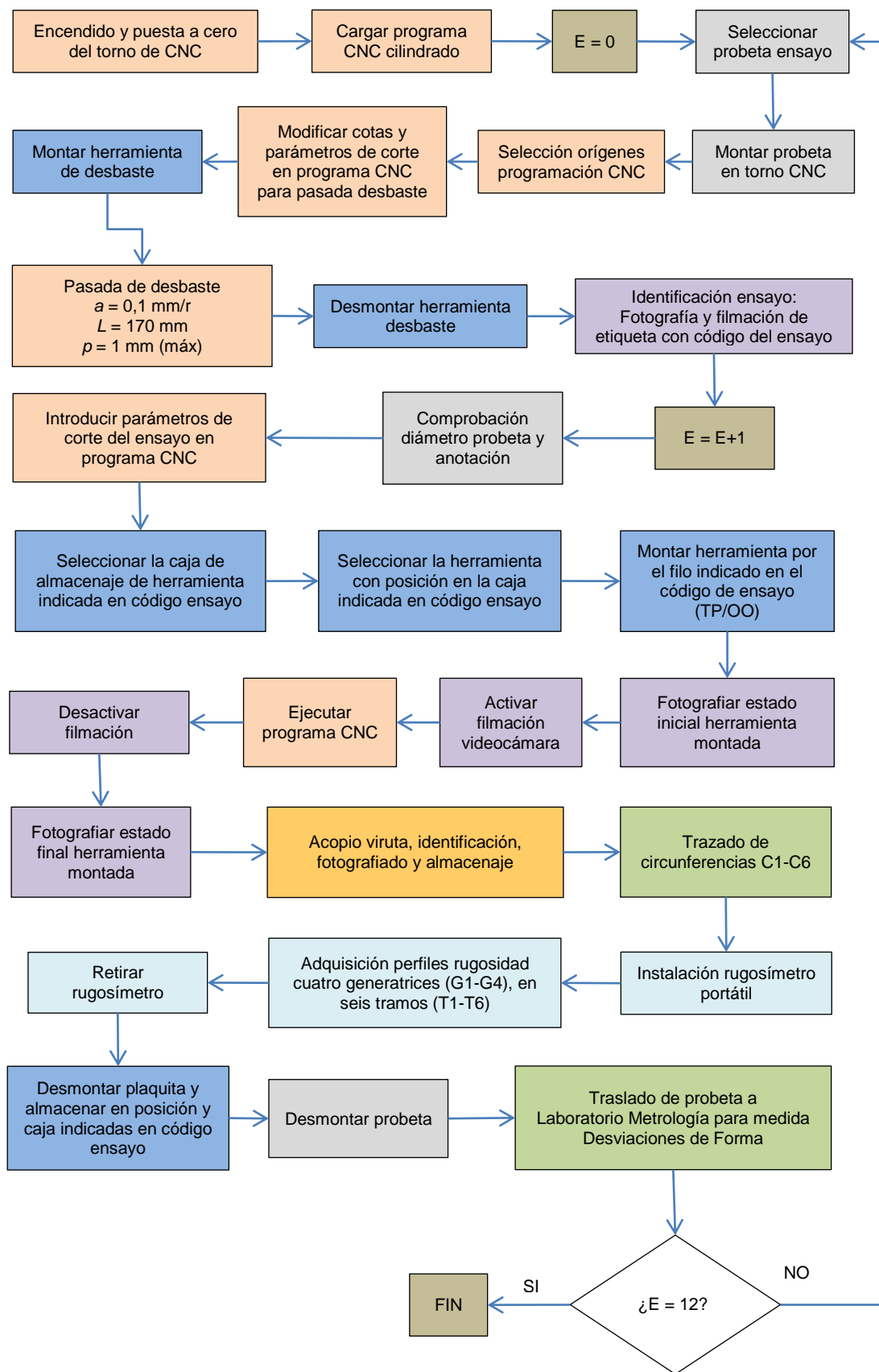


Figura 4.13. Diagrama de flujo ensayos de mecanizado con $L = 150$ mm

Previa a la ejecución de los ensayos, se procedió a realizar una pasada de desbaste inicial con $p = 1$ mm y $a = 0,1$ mm/r, con una herramienta distinta a la utilizada para ejecutar el ensayo, con el objetivo de eliminar la capa de óxido creada durante el almacenaje de las probetas y dotarlas de la misma calidad superficial inicial [1]. También permite uniformizar el diámetro de la probeta al montarla por primera vez en el torno y eliminar los escalones (tramos con distintos diámetros) existentes tras la realización de los mecanizados con $t = 10$ s.

Una vez realizada esta operación inicial se procedió a montar la herramienta indicada en el código del ensayo, por el filo indicado en dicho código (TP/OO). Además, se realizó un fotografiado de la herramienta montada en la máquina-herramienta, antes de comenzar el mecanizado y al finalizar el mecanizado, con el objetivo de realizar una primera observación de los cambios sufridos por la herramienta. Para ello se hizo uso de una cámara fotográfica réflex Canon, modelo EOS 100D.

Por otro lado, todo el proceso fue grabado haciendo uso de una cámara de video digital SONY, modelo DCR-DVD92E, con el objetivo de registrar la forma de salida de la viruta, así como cualquier posible incidencia surgida durante el mecanizado.

Una vez ejecutado el mecanizado, se procedió al desmontaje de la herramienta y a su almacenaje para posteriores análisis y observaciones. Además se realizó la adquisición del perfil de rugosidad de la pieza mecanizada, tal y como se indica en el apartado 4.10. Para el caso de los ensayos con $L = 150$ mm, una vez adquiridos los perfiles de rugosidad, se procedió al desmontaje de las probetas y a su traslado al laboratorio de metrología, para el control de las desviaciones macrogeométricas, tal y como se indica en el apartado 4.10.

4.8. Análisis de la viruta

En el capítulo 2 se puso de manifiesto la importancia de la morfología de la viruta y la forma en la que se desprende de la zona de corte sobre la consecución de los objetivos del proceso de mecanizado [16,17]. Por ello, se ha procedido a analizar dicha morfología en función de los valores de los parámetros de corte, y su influencia sobre aspectos como la calidad de acabado superficial obtenido, el desgaste de la herramienta, o la continuidad del proceso de mecanizado.

En la Figura 4.14 se muestra el diagrama de flujo con los distintos pasos que se han seguido en el análisis de la viruta. En primer lugar se procedió a registrar mediante filmación con videocámara la forma en la que se desprende la viruta de la zona de corte, Figura 4.15. Una vez finalizado el mecanizado, se procedió a recoger la viruta generada y a fotografiarla, Figura 4.16. Tanto el video como las fotografías se identificaron con el correspondiente código del ensayo.

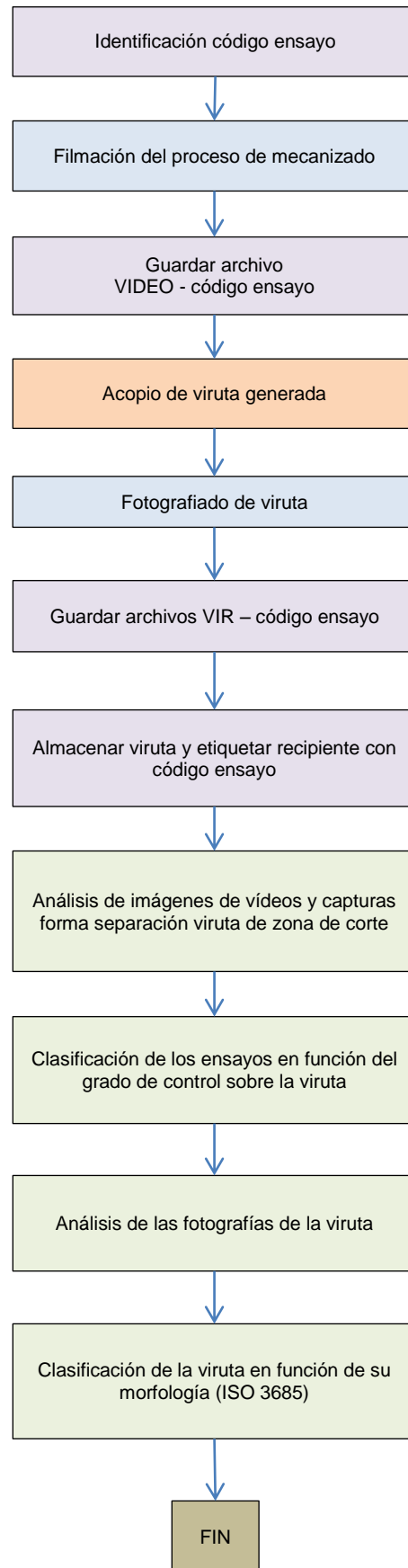


Figura 4.14. Diagrama de flujo del proceso de análisis de viruta



Figura 4.15. Filmación de la generación de viruta e identificación con código de ensayo



Figura 4.16. Fotografiado de la viruta e identificación con código ensayo

Finalmente, se procedió al almacenaje de la viruta para análisis futuros. El recipiente de almacenaje se identificó, de igual forma, con el código del ensayo.

4.9. Análisis de la herramienta

Tras la ejecución de los ensayos se procedió al estudio de los cambios sufridos por la herramienta durante el proceso de mecanizado, mediante la observación de las mismas haciendo uso de distintas técnicas de microscopía. En la Figura 4.17 se muestra el diagrama de flujo con las etapas seguidas en el análisis de la herramienta de corte.

En primer lugar se realizó una observación de la herramienta haciendo uso de técnicas de Microscopía Óptica Estereoscópica (SOM, Stereoscopic Optical Microscopy), obteniendo imágenes del filo de la herramienta, de la cara de desprendimiento y de la cara de incidencia, con ampliificaciones entre 10X y 63X, Figura 4.18.

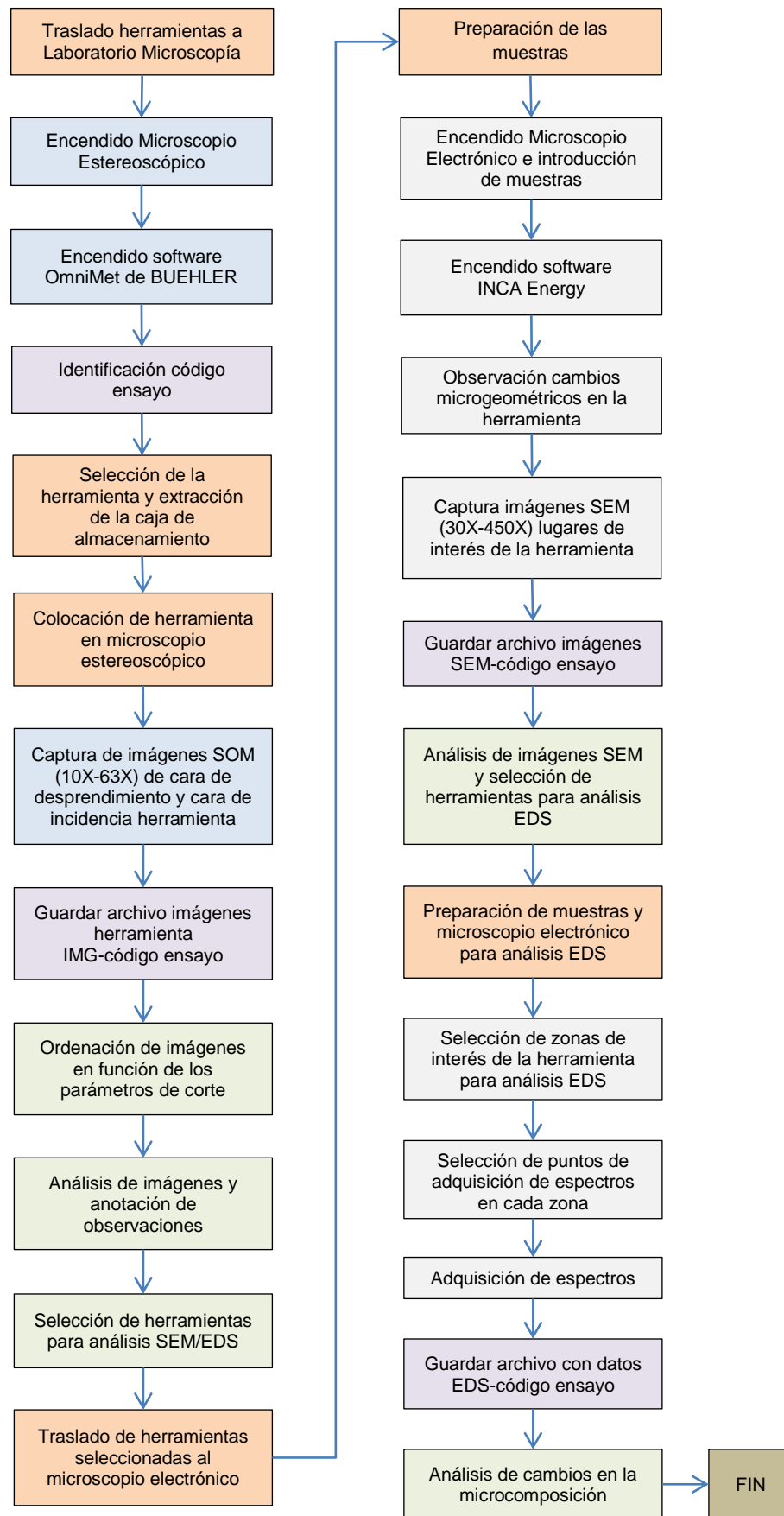


Figura 4.17. Diagrama de flujo de las etapas seguidas en el análisis de la herramienta de corte

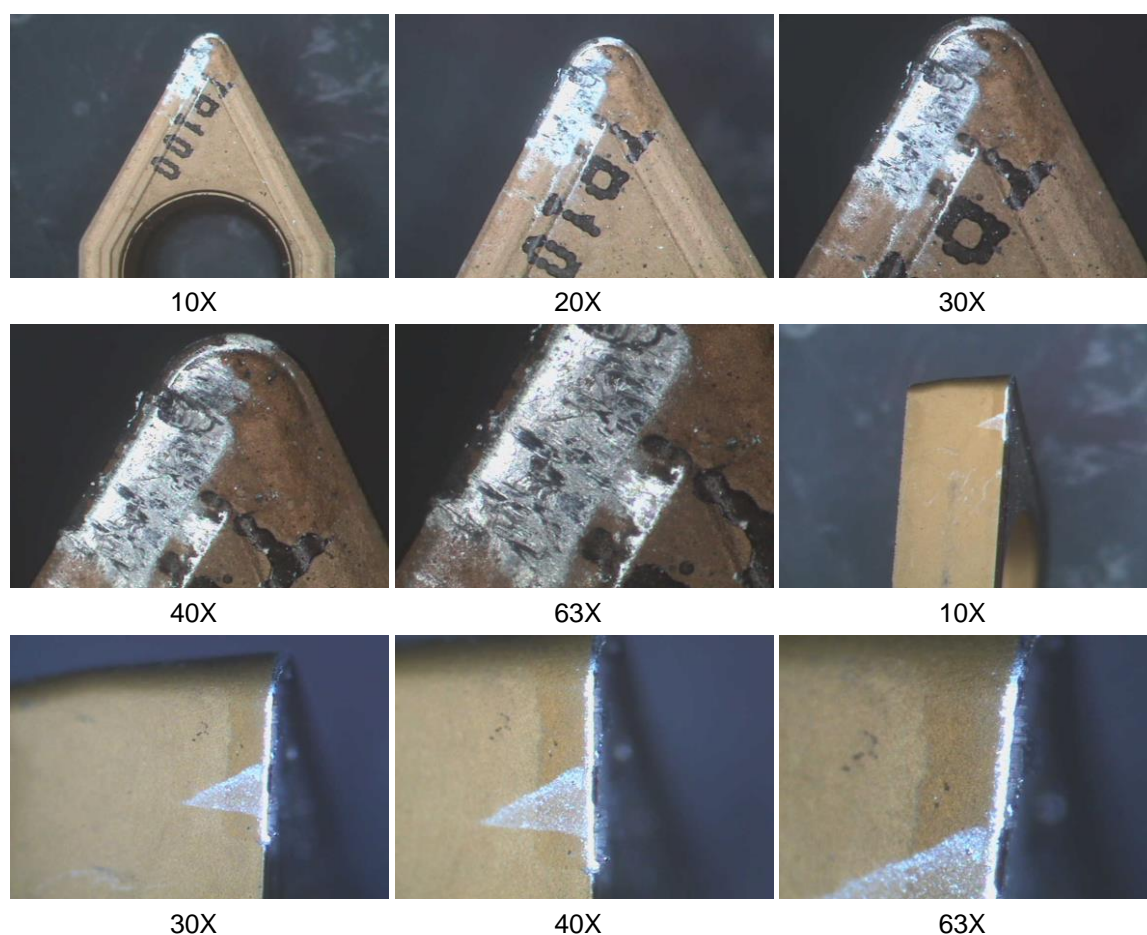


Figura 4.18. Imágenes SOM (10X-63X) de una de las herramientas utilizadas en los ensayos, tomadas con el microscopio estereoscópico

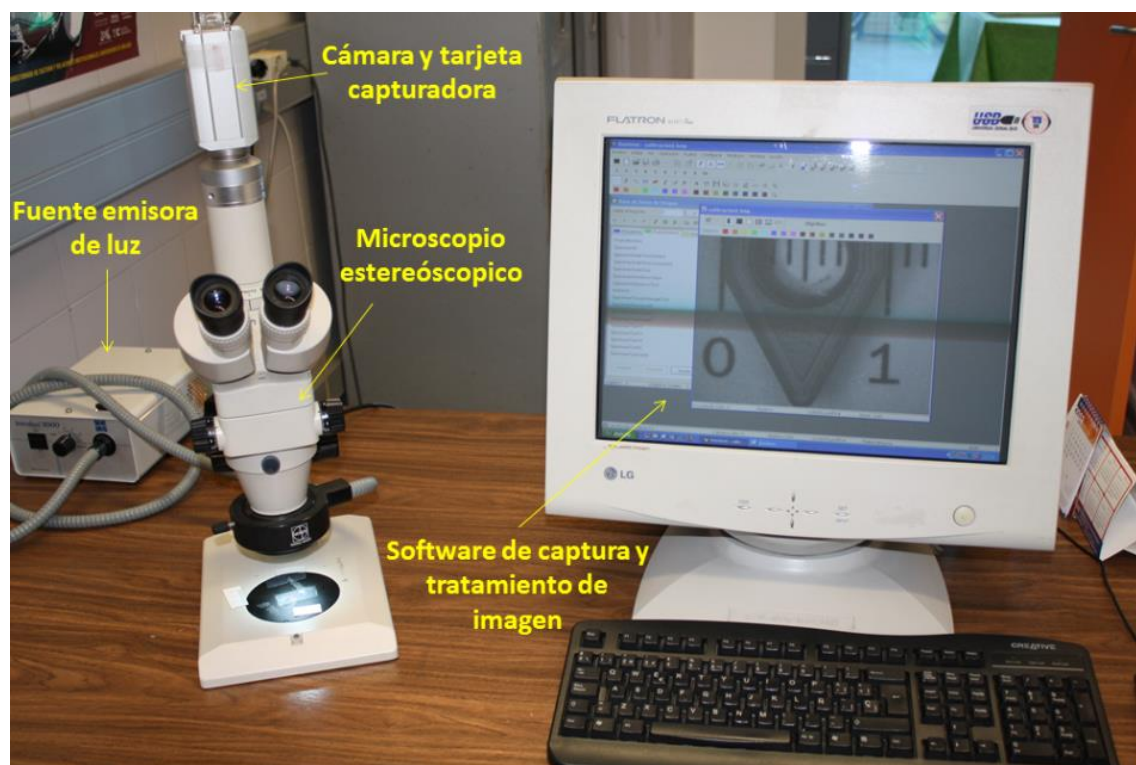


Figura 4.19. Microscopio estereoscópico Nikon SMZ 2T y dispositivo de captura de imagen

Para ello se hizo uso de un microscopio estereoscópico Nikon modelo SMZ 2T con un máximo de 63X, con cámara Kappa Image Base mod. CF11 DSP, tarjeta capturadora PCI SC module, con fuente emisora de luz Intralux 400 marca Volpi, con adaptadores para emisión anular y dos focos puntuales de fibra óptica, Figura 4.19. La adquisición y el tratamiento de las imágenes se realizó haciendo uso del software OmniMet de BUEHLER [18].

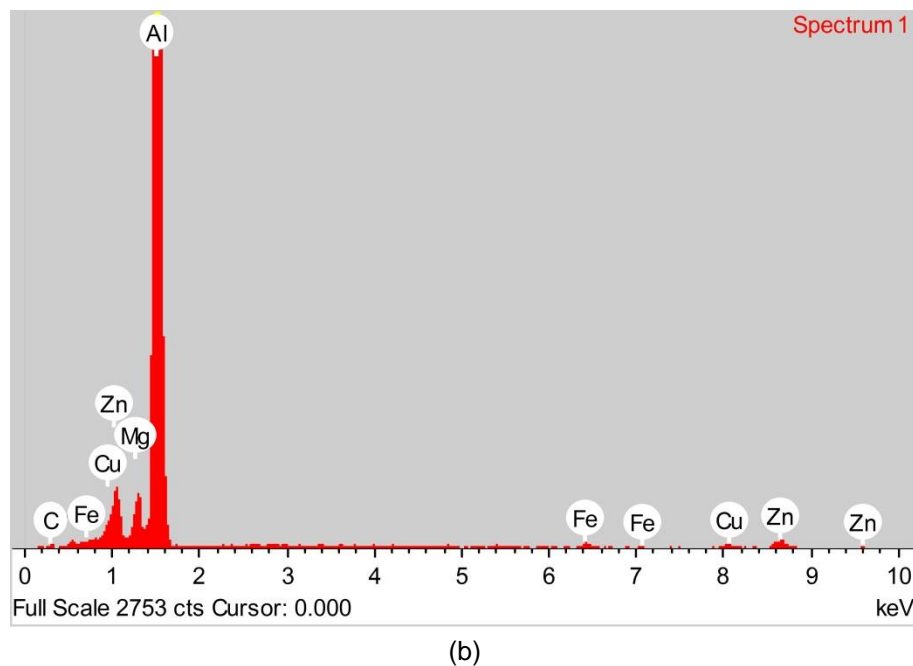
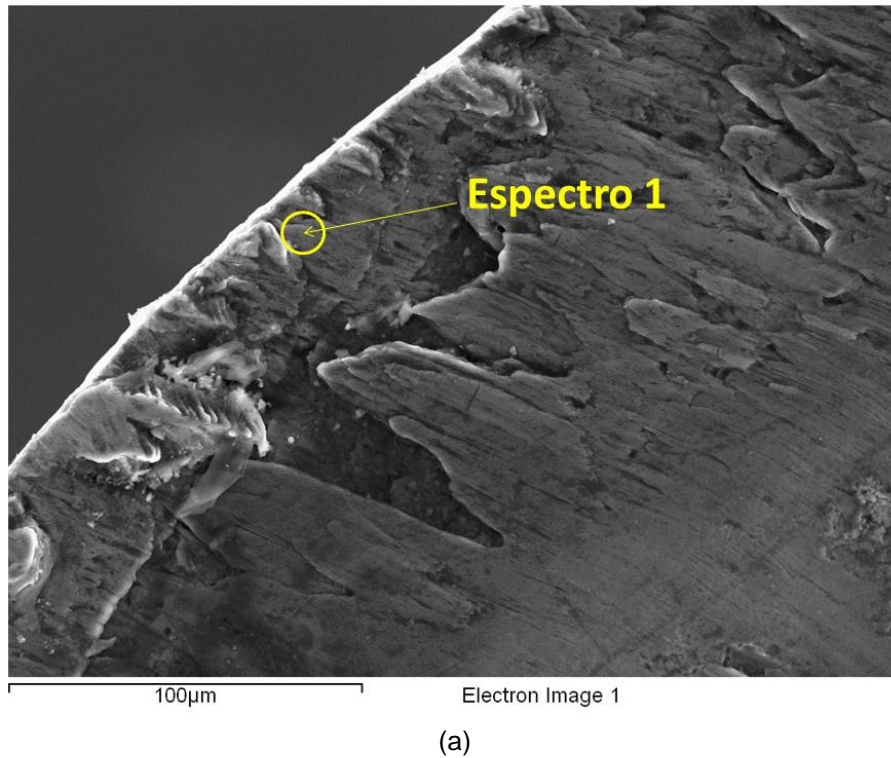


Figura 4.20. Imagen SEM (a) y espectro EDS (b) obtenidos a partir de una de las herramientas utilizadas en los ensayos

Con el objetivo de realizar un análisis más profundo de los cambios sufridos por la herramienta, a nivel de microcomposición y microestructura, se recurrió al uso de técnicas de microscopía electrónica de barrido (Scanning Electron Microscopy, SEM) y de espectroscopía de energía dispersiva (Energy Dispersive Spectroscopy, EDS), Figura 4.20. Para ello se utilizó un microscopio electrónico de barrido de bajo vacío JEOL modelo SM-6490LV, con detector de electrones retrodispersados, perteneciente a los Servicios Centrales de Apoyo a la Investigación (SCAI) de la UMA, Figura 4.21. El tratamiento y adquisición de imágenes se llevó a cabo mediante el uso del software INCA Energy de Oxford Instruments Analytical [19].



Figura 4.21. Microscopio electrónico de barrido de bajo vacío JEOL, modelo SM-6490LV

4.10. Análisis de la calidad de acabado superficial

Con el objetivo de evaluar la influencia de los parámetros de corte sobre la calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas, tanto a escala micro como macrogeométrica, se procedió a realizar una serie de mediciones sobre las probetas al finalizar cada ensayo.

Por un lado, se llevó a cabo la adquisición del perfil de rugosidad de la superficie mecanizada, con el fin de evaluar la calidad de acabado superficial a escala microgeométrica. Para ello, se hizo uso un rugosímetro MAHR modelo Perthometer M4Pi, con palpador de patín de contacto mecánico de 5 μm de radio de punta y 90° de ángulo, modelo NHT 6-100, con unidad de avance modelo PFK, Figura 4.22. Los valores de longitud básica de muestreo, l_r , y longitud de evaluación de rugosidad, l_n , se seleccionaron de acuerdo a la norma UNE-EN-ISO 4288 [20].

Las características portátiles del rugosímetro utilizado permitieron realizar las medidas de rugosidad sin necesidad de desmontar la probeta de la máquina-herramienta, Figura 4.23. Los datos del perfil se capturaron y se trataron

matemáticamente haciendo uso del software RUGOSOFT, desarrollado en el Centro de Metrología de la Universidad de Málaga (CEMUM) [21].

Dado que en el momento de su utilización el rugosímetro no disponía de certificado de calibración, se procedió a realizar la validación de las medidas mediante la intercomparación con otro rugosímetro con certificado de calibración en vigor. Para ello se recurrió al existente en el Centro de Metrología Industrial de la Escuela Superior de Ingeniería de la Universidad de Cádiz, con certificado de calibración e incertidumbre de medida recogidas en el Anexo B de la presente Tesis Doctoral. El resultado obtenido mostró desviaciones entre las medidas obtenidas con ambos instrumentos inferiores a la incertidumbre de calibración del segundo de ellos. Por ello, se adoptó ésta como incertidumbre de calibración del primero.

Para los ensayos de corta duración ($t = 10$ s), se adquirió el perfil de rugosidad en un solo tramo de la probeta, sobre cuatro generatrices equidistantes, expresando el resultado final de R_a como la media de los cuatro valores obtenidos.

Para los ensayos con $L = 150$ mm, con el objetivo de evaluar la evolución de $R_a = f(L)$, se procedió a dividir la probeta en varios tramos (T1-T6, Figura 4.24), realizando la adquisición del perfil de rugosidad en cuatro generatrices equidistantes de cada uno de esos tramos. El valor de R_a resultante en cada tramo se expresó como la media de cada una de las cuatro medidas realizadas. El valor de R_a medio del ensayo (probeta completa) se obtuvo como media de los valores medios de R_a obtenidos en cada uno de los tramos considerados, Figura 4.24.

Finalmente, para los ensayos con $L = 150$ mm se procedió a la evaluación de la calidad superficial a nivel macrogeométrico de las probetas mecanizadas. Para ello se tomaron medidas de varias desviaciones de forma: rectitud, paralelismo, redondez y oscilación radial.

Las mediciones de rectitud y paralelismo se realizaron sobre cuatro generatrices equidistantes (G1-G4) a lo largo de L . El resultado de estas desviaciones de forma se ha expresado como la media del valor obtenido en esas cuatro generatrices. La evaluación de la redondez y la oscilación radial se llevó a cabo sobre 6 circunferencias equidistantes (C1-C6), Figura 4.25. El resultado final del ensayo se ha expresado como el valor medio de las seis medidas realizadas.

Para llevar a cabo la medición de las desviaciones de forma se recurrió a la utilización de una medidora de formas, modelo MMQ-44 de MAHR, Figura 4.26, con valores de incertidumbre de calibración indicados en el correspondiente certificado de calibración, recogido en el Anexo B de la presente Tesis Doctoral. Los datos adquiridos se han tratado matemáticamente haciendo uso del software FORM-PC V4.28.7 SP5 de MAHR [22].

Una vez adquiridas las desviaciones del perfil de la pieza a nivel microgeométrico y macrogeométrico, se procedió a la obtención de una serie de modelos paramétricos que permitan predecir el comportamiento de estas desviaciones

en función de los valores de los parámetros de corte empleados. Para la obtención de esos modelos, los datos adquiridos se trataron matemáticamente, haciendo uso de técnicas de regresión lineal múltiple y de regresión no lineal. Para ello, se hizo uso del software de análisis estadístico SPSS STATISTICS 17.0 [23].

En la Figura 4.27 y la Figura 4.28 se muestran los diagramas de flujo con el proceso seguido en la evaluación de las desviaciones microgeométricas y macrogeométricas, respectivamente.

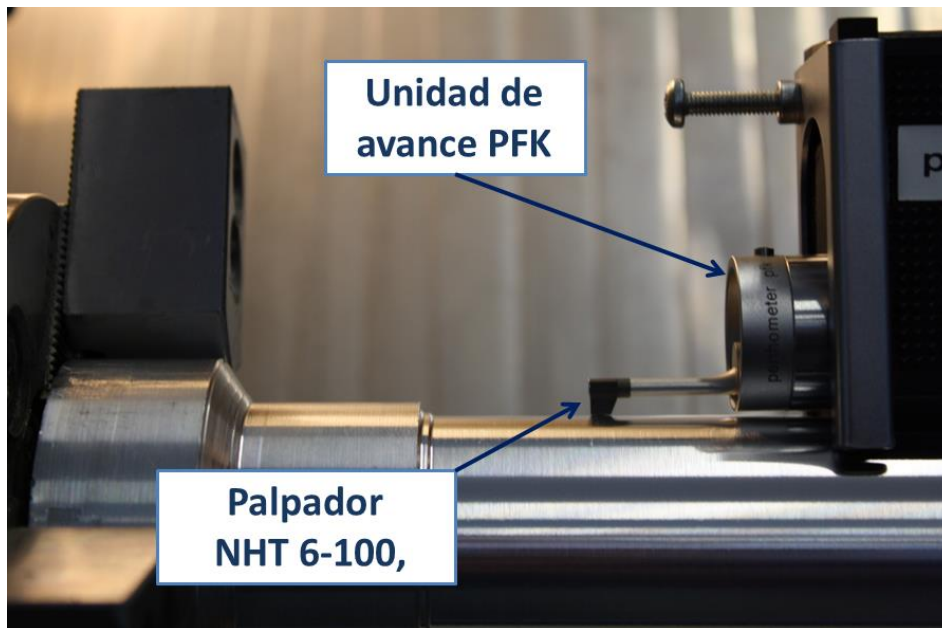


Figura 4.22. Rugosímetro MAHR Perthometer M4Pi, con palpador NHT 6-100 y unidad de avance modelo PFK



Figura 4.23. Dispositivo de adquisición del perfil de rugosidad

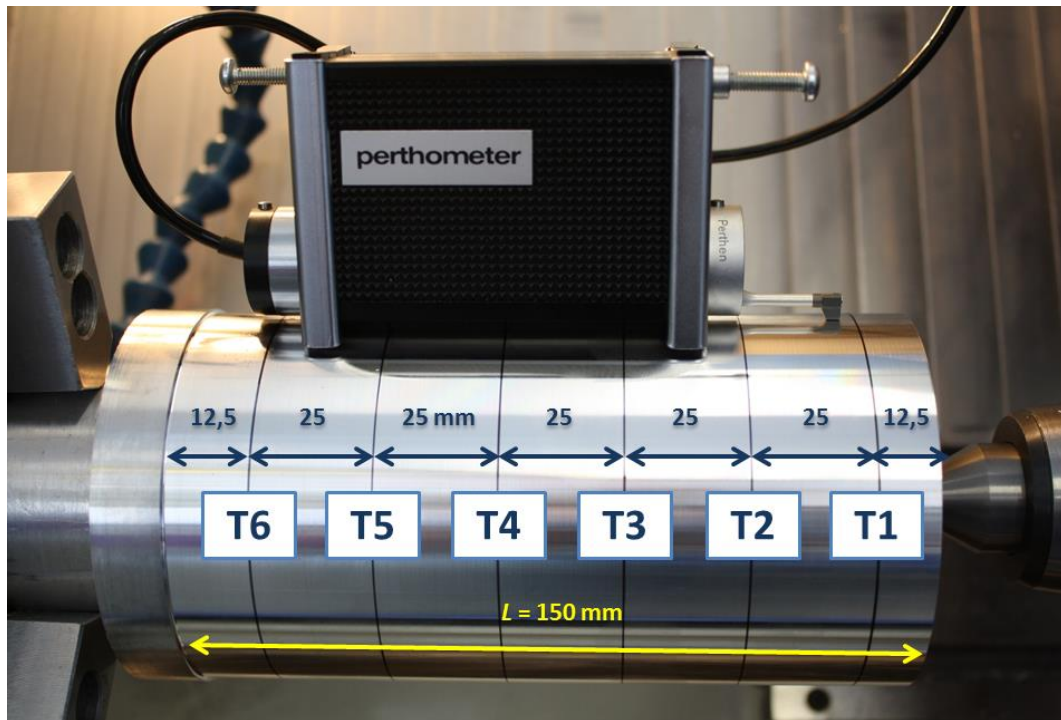


Figura 4.24. Tramos de adquisición del perfil de rugosidad en ensayos con $L = 150$ mm

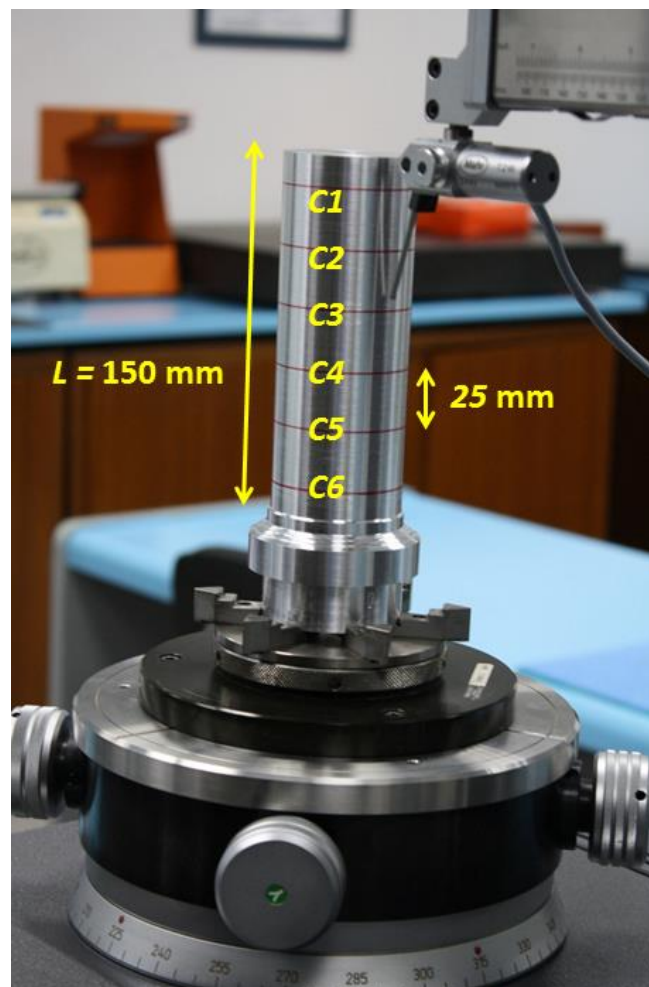


Figura 4.25. Toma de medidas de redondez y oscilación radial en C1-C6



Figura 4.26. Dispositivo de medida de desviaciones macrogeométricas

Para el cálculo de la incertidumbre de medida de las diversas mediciones realizadas se han seguido las recomendaciones recogidas en la “Guía para la expresión de la incertidumbre de medida” (Guide to the expression of uncertainty in measurement, GUM) [24]. De este modo se ha utilizado la siguiente expresión para la evaluación de la incertidumbre de medida:

$$U = k \cdot u \quad (4.1)$$

donde U es la incertidumbre expandida, k el factor de cobertura y u la incertidumbre típica combinada. Como factor de cobertura, para todas las mediciones realizadas, se ha seleccionado un valor de $k = 2$, que proporciona un nivel de confianza de aproximadamente el 95%.

Por otra parte, la incertidumbre típica combinada se ha obtenido mediante la expresión:

$$u = \sqrt{\left(\frac{U_0}{k_0}\right)^2 + \left(\frac{s}{\sqrt{n}}\right)^2 + \left(\frac{D_E}{2\sqrt{3}}\right)^2} \quad (4.2)$$

donde U_0 es la incertidumbre es la incertidumbre expandida del instrumento de medida, k_0 el factor de cobertura utilizado en la calibración del instrumento, s la desviación típica de las medidas realizadas, n el número de medidas realizadas y D_E la división de escala del instrumento.

Otro tipo de componentes de la incertidumbre, como las debidas a las variaciones en las condiciones ambientales, se han considerado despreciables frente a las componentes consideradas.

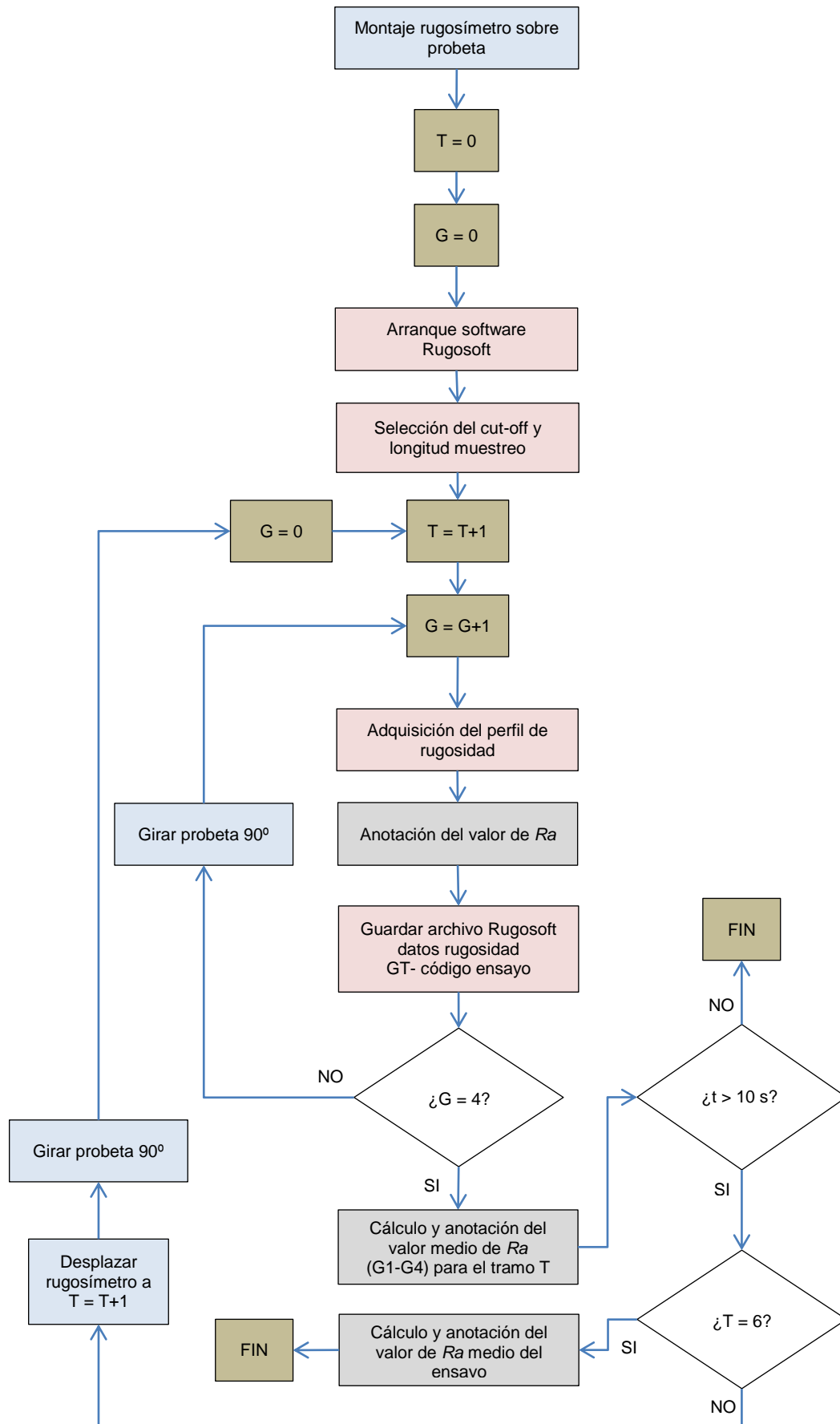


Figura 4.27. Diagrama de flujo del proceso de adquisición de los perfiles de rugosidad

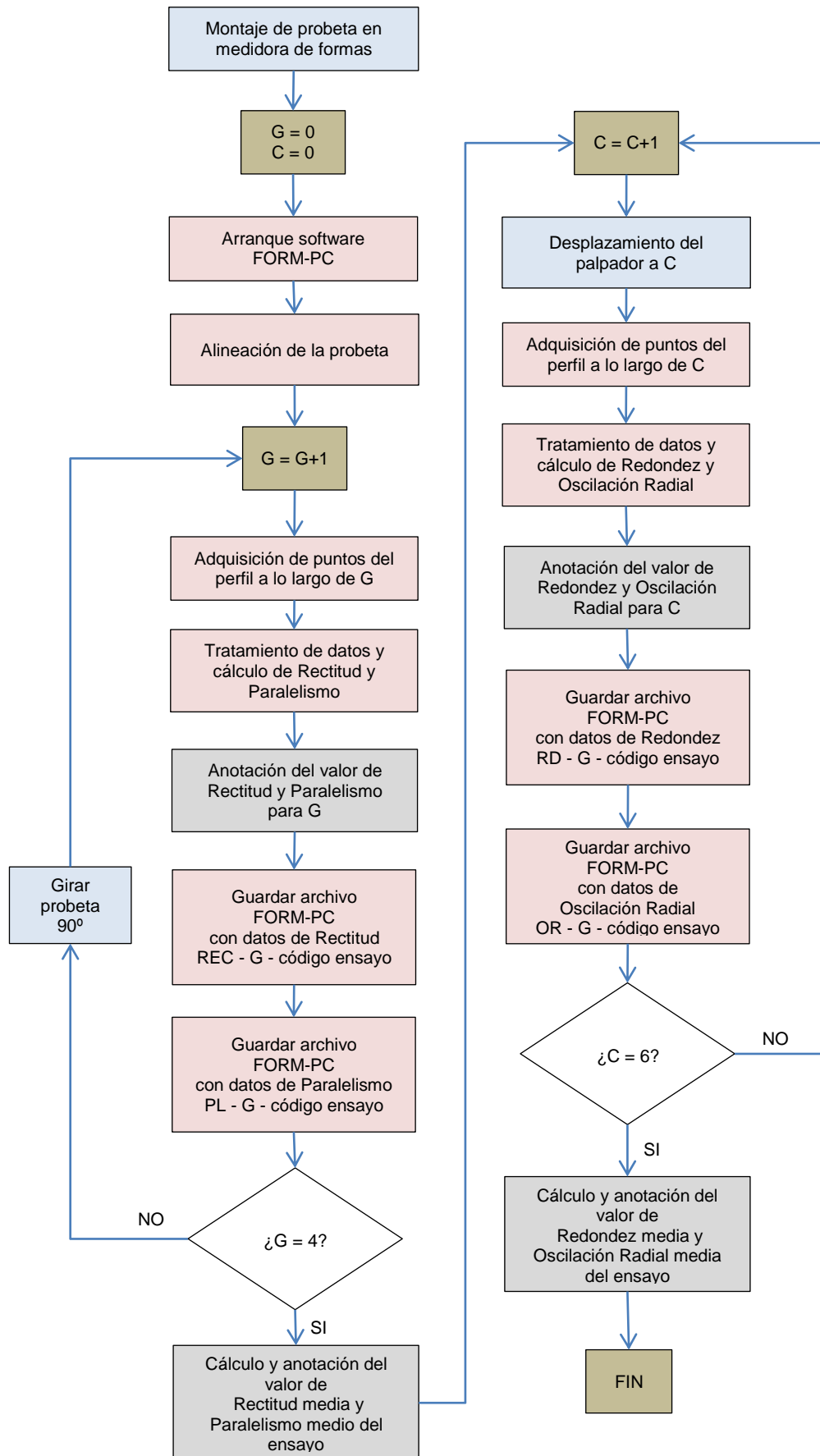


Figura 4.28. Diagrama de flujo del proceso de medida de las desviaciones de forma

4.11. Generación de informes

Toda la información generada se ha ordenado y presentado en una serie de informes, uno por cada ensayo realizado, usando para ello el formato que se adjunta en el Anexo A de la presente Tesis Doctoral. En estos informes se ciñen exclusivamente a la recogida y ordenación de datos, sirviendo, por tanto, como punto de partida para el análisis y discusión de los resultados obtenidos, objeto del capítulo 5 de esta Tesis. En ellos se recoge la siguiente información:

- Identificación del ensayo mediante su correspondiente código
- Material mecanizado
- Datos de la herramienta: Referencia, caja de almacenamiento, ubicación dentro de la caja y filo con el que se ha ejecutado el ensayo.
- Datos del mecanizado: Valores de los parámetros de corte (v , a y p); tiempo de mecanizado (t); longitud axial de mecanizado (L); diámetro inicial de la probeta (Di); valores programados de avance F (mm/min) y velocidad de giro del cabezal S (rpm) en el CNC; observaciones recogidas durante el mecanizado.
- Imágenes del ensayo: Fotos de la plaquita al inicio del ensayo y al final del mismo, y código identificativo del archivo que contiene el video con la grabación del ensayo.
- Datos microgeométricos: Gráficas con los perfiles adquiridos de rugosidad en cada una de las generatrices de la probeta, para cada uno de los tramos medidos; valor de cut-off empleado en cada tramo; Valor de Ra obtenido en cada medición; Valor de Ra medio de cada tramo y del ensayo;
- Observaciones de la herramienta de corte realizadas en el microscopio estereoscópico: imágenes macro del filo, la cara de desprendimiento y la cara de incidencia de la herramienta; observaciones acerca del estado de la herramienta.
- Observaciones de la herramienta de corte realizadas en el microscopio electrónico: Imágenes SEM de distintas zonas de la herramienta de corte y resultado del análisis EDS (espectros obtenidos) en cada punto seleccionado.
- Imágenes de la viruta: Fotografías de la viruta obtenida durante el mecanizado y capturas del video de mecanizado donde se observa la forma en la que se desprende la viruta de la zona de corte.
- Datos macrogeométricos: Resultados obtenidos en la medida de rectitud y paralelismo en cuatro generatrices equidistantes de la probeta (G1-G4), así

como el valor medio del ensayo; resultados obtenidos en la medida de la redondez y la oscilación radial en cada sección considerada (C1-C6), así como el valor medio del ensayo.

4.12. Conclusiones

En el presente capítulo se ha expuesto la metodología utilizada para llevar a cabo los ensayos y la toma de datos necesarios para el desarrollo de la presente Tesis Doctoral. De esta manera, se han identificado las distintas etapas y los procesos asociados, así como los recursos materiales e instrumentales utilizados.

Además, se han elaborado los protocolos de actuación para la ejecución de los ensayos de mecanizado, tanto para el caso de los ensayos de corta duración como para los ensayos con longitud axial constante.

Esta metodología ha permitido realizar una correcta planificación de la fase experimental y un adecuado aprovechamiento de los recursos disponibles. Los datos y resultados obtenidos serán analizados y discutidos en el siguiente capítulo.

4.13. Referencias

- [1] Sánchez Sola, J.M.: Análisis Paramétrico del Mecanizado de Aleaciones de Aluminio. Relación con la Topografía de las Muestras Mecanizadas. Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Educación a Distancia, Madrid, 2004.
- [2] Kaufman, J.G.: Mechanical Engineers' Handbook: Materials and Mechanical Design, Third ed., 2006.
- [3] Vargel, C., Jacques, M., Schmidt, M.P.: Chapter A.3 - The Metallurgy of Aluminium, Corrosion of Aluminium, Elsevier, Amsterdam, 2004, pp. 23-57.
- [4] UNE 38371: Aluminio y aleaciones de aluminio para forja. Serie 7000. AlZn. Aleación EN AW-7075/EN AW-AlZn5.5MgCu. AENOR, Madrid, 2003.
- [5] Andreatta, F., Lohrengel, M.M., Terryn, H., de Wit, J.H.W.: Electrochemical characterisation of aluminium AA7075-T6 and solution heat treated AA7075 using a micro-capillary cell. *Electrochimica Acta*, Vol. 48 (2003), pp. 3239-3247.
- [6] Rotella, G., Dillon Jr, O.W., Umbrello, D., Settineri, L., Jawahir, I.S.: Finite element modeling of microstructural changes in turning of AA7075-T651 Alloy. *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 15 (2013), pp. 87-95.
- [7] Zhang, S., Li, J.F., Wang, Y.W.: Tool life and cutting forces in end milling Inconel 718 under dry and minimum quantity cooling lubrication cutting conditions. *Journal of Cleaner Production*, Vol. 32 (2012), pp. 81-87.

- [8] Pusavec, F.: Porous tungsten machining under cryogenic conditions. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Vol. 35 (2012), pp. 84-89.
- [9] UNE-EN ISO 4287: Especificación geométrica de los productos (GPS). Calidad Superficial: Método del perfil. Términos, definiciones y parámetros del estado superficial. AENOR, Madrid, 1999.
- [10] Salguero, J., Gómez, A., Carrilero, M.S., Batista, M., Álvarez, M., Marcos, M.: Roughness prediction models for tangential cutting forces in the dry turning of Al-Cu alloys. *Proceedings of 14th International Conference on Advances in Material Processing Technologies (AMPT)*, Estambul 2011.
- [11] Gökkaya, H.: The effects of machining parameters on cutting forces, surface roughness, Built-Up Edge (BUE) and Built-Up Layer (BUL) during machining AA2014 (T4) Alloy. *Journal of Mechanical Engineering*, Vol. 56 (2010), pp. 584-593.
- [12] ISO 3685: Tool-life testing with single-point turning tools. ISO, Genève (Switzerland), 1993.
- [13] Mayer, J.R.R., Phan, A.-V., Cloutier, G.: Prediction of diameter errors in bar turning: a computationally effective model. *Applied Mathematical Modelling*, Vol. 24 (2000), pp. 943-956.
- [14] Segonds, S., Cohen, G., Landon, Y., Monies, F., Lagarrigue, P.: Characterising the behaviour of workpieces under the effect of tangential cutting force during NC turning: Application to machining of slender workpieces. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 171 (2006), pp. 471-479.
- [15] Topal, E.S., Çoğun, C.: A cutting force induced error elimination method for turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 170 (2005), pp. 192-203.
- [16] Hua, J., Shivpuri, R.: Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 150 (2004), pp. 124-133.
- [17] Kouadri, S., Necib, K., Atlati, S., Haddag, B., Nouari, M.: Quantification of the chip segmentation in metal machining: Application to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented carbide tools WC-Co. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 64 (2013), pp. 102-113.
- [18] Buehler. URL: <http://www.buehler.com>
- [19] Oxford Instruments. URL: <http://www.oxford-instruments.com/>
- [20] UNE-EN ISO 4288: Especificación geométrica de los productos (GPS). Calidad Superficial: Método del perfil. Reglas y procedimientos para la evaluación del estado superficial. AENOR, Madrid, 1998.
- [21] Alcántara, E.: Desarrollo de una interface de comunicación, adquisición de datos y análisis de resultados, para un equipo de medición de acabado superficial del Centro de Metrología de la UMA. Proyecto Fin de Carrera, Universidad de Málaga, 2009.
- [22] Mahr Metrology. URL: <http://www.mahr.com/>
- [23] IBM. URL: <http://www-01.ibm.com/software/analytics/spss>

[24] Evaluación de datos de medición. Guía para la expresión de la incertidumbre de medida. 3ª Edición. Grupo de Trabajo 1 del Comité Conjunto de Guías en Metrología (JCGM / WG 1), Edición digital, 2008.

Capítulo 5

Resultados y Discusión

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Índice

5.1.	Introducción	5.1
5.2.	Ensayos de corta duración	5.2
5.2.1.	Análisis de la viruta obtenida.....	5.3
5.2.2.	Análisis de la herramienta	5.9
5.2.3.	Desviaciones microgeométricas.....	5.24
5.2.4.	Modelos paramétricos para las desviaciones microgeométricas	5.32
5.2.4.1.	Modelos marginales de Ra con profundidad de corte constante	5.33
5.2.4.2.	Modelo paramétrico de Ra	5.40
5.3.	Ensayos de mecanizado con longitud axial constante.....	5.41
5.3.1.	Análisis de la viruta obtenida.....	5.41
5.3.2.	Análisis de la herramienta	5.45
5.3.3.	Desviaciones microgeométricas.....	5.53
5.3.4.	Modelos paramétricos para las desviaciones microgeométricas	5.63
5.3.4.1.	Modelos marginales de Ra en función de v y a para cada tramo	5.63
5.3.4.2.	Modelo paramétrico de Ra en función de a, v y t	5.64
5.3.5.	Desviaciones macrogeométricas.....	5.65
5.3.5.1.	Desviaciones de rectitud	5.65
5.3.5.2.	Desviaciones de paralelismo.....	5.68
5.3.5.3.	Desviaciones de redondez	5.70
5.3.5.4.	Desviaciones de oscilación radial.....	5.75
5.3.6.	Modelos paramétricos para las desviaciones macrogeométricas	5.80
5.3.6.1.	Modelos paramétricos de rectitud	5.81
5.3.6.2.	Modelos paramétricos de paralelismo	5.83
5.3.6.3.	Modelos paramétricos de redondez	5.84
5.3.6.4.	Modelos paramétricos de oscilación radial	5.86
5.4.	Conclusiones.....	5.88
5.5.	Referencias.....	5.90

En este capítulo se presentan y discuten los resultados obtenidos durante el desarrollo de la fase experimental de la presente Tesis Doctoral. Se ha realizado un análisis de la influencia de los parámetros de corte sobre la morfología de la viruta y sobre la calidad de acabado superficial obtenida, así como del desgaste de la herramienta y los mecanismos predominantes que lo originan. Finalmente, se han obtenido una serie de modelos paramétricos que permiten predecir, con un cierto grado de precisión, el comportamiento de ciertas variables de salida del proceso en función de los parámetros de corte empleados.

5.1. Introducción

Como se ha puesto de manifiesto con anterioridad, el objetivo principal de la presente Tesis Doctoral es realizar un análisis paramétrico del proceso de torneado en seco de la aleación de Al-Zn UNS A97075. A partir de este análisis se pretende definir el intervalo de valores de profundidad, avance y velocidad de corte en el que se consigue tener un mayor rendimiento de dicho proceso, tomando el mismo en el sentido más amplio, de forma que se contemplen los aspectos de rentabilidad económica, eficiencia energética, respeto medioambiental y mantenimiento de las características funcionales de diseño de las piezas mecanizadas [1,2] .

Esto, además, se relaciona directamente con la maquinabilidad de la aleación, definida a partir de un criterio basado en la calidad de acabado superficial -evaluado desde un punto de vista geométrico- de las piezas mecanizadas de acuerdo con [3,4]. Esta evaluación se ha efectuado tanto a escala microgeométrica (rugosidad superficial) como a escala macrogeométrica (desviaciones de forma).

Para la consecución de estos objetivos se han realizado distintos ensayos de torneado en seco de la aleación UNS A97075 siguiendo la metodología experimental expuesta en el capítulo 4.

Por los motivos comentados en dicho capítulo, se ha procedido a la realización de dos tipos de ensayos: los que se han denominado “*ensayos de corta duración*”, con un tiempo de mecanizado constante de 10 segundos, y los denominados “*ensayos de larga duración*”, con una longitud axial de mecanizado constante, de 150 mm. Estos dos tipos de ensayos se han diseñado para alcanzar objetivos distintos, aunque

complementarios. Considerados de forma conjunta permiten alcanzar el objetivo principal de esta Tesis.

De este modo, los ensayos de corta duración han permitido analizar el comportamiento en los primeros instantes del mecanizado de ciertas variables de salida del proceso, tales como la morfología de la viruta obtenida, la rugosidad superficial o el desgaste de la herramienta, en función de los parámetros de corte utilizados.

Por otro lado, los ensayos de mecanizado con longitud axial constante han permitido analizar las tendencias en el comportamiento de dichas variables en ensayos de mayor duración, así como identificar cambios en estas tendencias respecto de los ensayos de corta duración. Además, han permitido el análisis de la evolución de las desviaciones de forma en función de los parámetros de corte empleados.

A continuación se presentan y discuten los resultados obtenidos en el contexto antes referido.

5.2. Ensayos de corta duración

Como se indicó en el capítulo 4, los ensayos de corta duración ($t = 10$ s) tienen por objetivo determinar el comportamiento de la aleación en los primeros instantes del mecanizado. Para ello, se analizarán todos los fenómenos observados durante el proceso de corte, así como sus consecuencias sobre el resultado final del mecanizado.

De este modo, en primer lugar se realizará un análisis de la viruta obtenida en estos ensayos, clasificándola en función de su morfología, y estableciendo, en la medida de lo posible, una relación entre esta morfología y los valores de los parámetros de corte utilizados. Por otro lado, se realizará un análisis del estado de la herramienta de corte al finalizar cada ensayo.

Además, se expondrán y analizarán los resultados obtenidos en la evaluación de la calidad superficial de las probetas mecanizadas, a escala microgeométrica, estudiando la influencia de los parámetros de corte sobre la misma, evaluada en términos de rugosidad media aritmética, R_a .

Finalmente, se procederá a la obtención de una serie de relaciones paramétricas que permitan predecir el valor de R_a en función de los parámetros de corte aplicados. A partir de aquí, se propondrá un criterio de maquinabilidad basado en la calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas, dentro del rango de valores de parámetros de corte considerados y bajo las condiciones de corte preestablecidas.

5.2.1. Análisis de la viruta obtenida

En las Figuras 5.1, 5.2 y 5.3 se muestran imágenes de la viruta obtenida para cada uno de los ensayos de $t = 10$ s de duración, clasificadas en función de la profundidad de corte (p), la velocidad de corte (v) y el avance (a) empleados, de acuerdo a los valores recogidos en la Tabla 4.2. En estas figuras se presentan las imágenes de la viruta obtenidas al finalizar el mecanizado, así como una imagen obtenida durante la ejecución del ensayo, donde se puede apreciar la forma en la que la viruta se separa de la zona de corte.

Frente a estudios similares realizados sobre otras aleaciones de aluminio [5,6], la presente Tesis Doctoral aporta la novedad del estudio de esta evolución en función de la profundidad de corte.

Por otra parte, se ha incluido una clasificación de la viruta de acuerdo con la terminología empleada en la norma ISO 3685 [7].

Adicionalmente, se ha creado un índice, al que se ha denominado “Índice de Control de la Viruta” (ICV), cuyo valor trata de identificar la tendencia que presenta la viruta a enredarse y a la formación de nidos, o a la inversa a fragmentarse.

Este “Índice de Control de Viruta” (ICV) puede tomar valores entre 1 y 3, crecientes según su tendencia a la formación de nidos de viruta. Es preciso indicar que el valor de este índice no tiene ninguna implicación de carácter cuantitativo, sino meramente cualitativa. Así, la viruta obtenida se puede clasificar según este índice en:

- Viruta con ICV = 1. Se trata de una viruta con alto nivel de fragmentación, que no presenta tendencia a enredarse ni a formar nidos.
- Viruta con ICV = 2. Se trata de un tipo de viruta, generalmente con morfología helicoidal larga o tubular larga, que en los primeros instantes del mecanizado no presenta tendencia a enredarse ni a formar nidos. Sin embargo, conforme avanza el proceso de mecanizado, la viruta se vuelve inestable. Esta inestabilidad desembocará finalmente en la aparición de nidos de viruta, tal y como se pondrá de manifiesto en los ensayos de mayor duración.
- Viruta con ICV = 3. Se trata de un tipo de viruta, cuya morfología es de tipo arqueada o plana, que desde los primeros instantes del mecanizado presenta tendencia a enredarse y a la formación de nidos.

La clasificación de la morfología de la viruta según este índice ha sido incluida de forma adicional en las Figuras 5.1, 5.2 y 5.3.





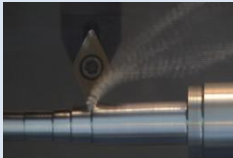

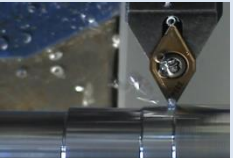


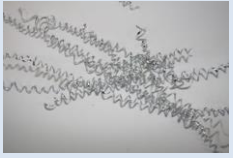




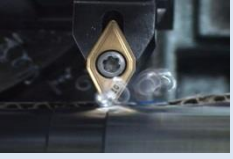


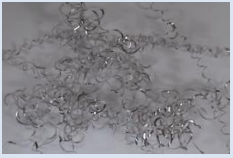








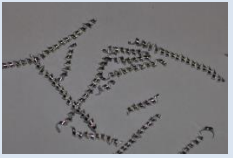
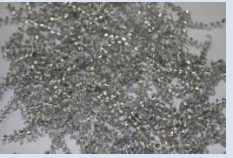



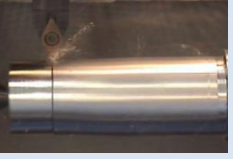
$p = 0,5 \text{ mm}$				
v (m/min)	a (mm/r)			
	0,05	0,1	0,2	0,3
40				
	 4.1. Helicoidal larga ICV = 2	 4.2. Helicoidal corta ICV = 1	 6.1. Arqueadas sueltas ICV = 1	 4.1. Hel. cónica corta ICV = 1
80				
	 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 4.1. Helicoidal larga ICV = 2	 3.1. Espiral plana ICV = 1	 4.2. Helicoidal corta ICV = 1
170				
	 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 4.2. Helicoidal corta ICV = 1	 4.2. Helicoidal corta ICV = 1
200				
	 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 4.2. Helicoidal corta ICV = 1	 4.2. Helicoidal corta ICV = 1

Figura 5.1. Morfología de la viruta obtenida en los ensayos con $p = 0,5 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$





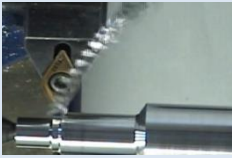








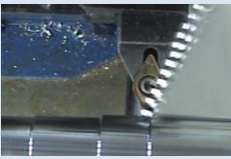
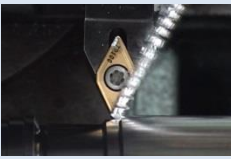
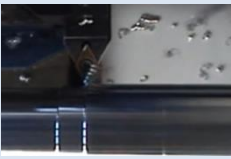






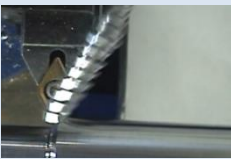





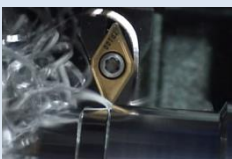

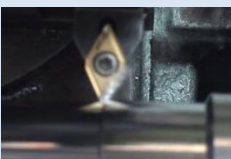

		$p = 1 \text{ mm}$			
v (m/min)		$a \text{ (mm/r)}$			
		0,05	0,1	0,2	0,3
40					
		 5.1. Hel. cónica larga ICV = 2	 5.1. Hel. cónica larga ICV = 2	 2.2. Tubular corta ICV = 1	 2.2. Tubular corta ICV = 1
80					
		 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 4.1. Helicoidal larga ICV = 2	 2.1. Tubular larga ICV = 2	 2.2. Tubular corta ICV = 1
170					
		 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 2.1. Tubular larga ICV = 2	 2.2. Tubular corta ICV = 1
200					
		 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 4.2. Helicoidal corta ICV = 1	 4.2. Helicoidal corta ICV = 1

Figura 5.2. Morfología de la viruta obtenida en los ensayos con $p = 1 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$







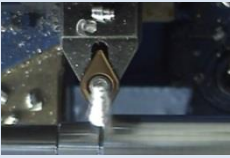





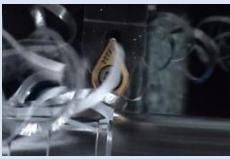


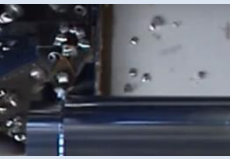






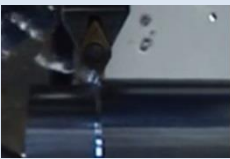







$p = 2 \text{ mm}$				
v (m/min)	a (mm/r)			
	0,05	0,1	0,2	0,3
40				
	 5.1. Hel. cónica larga ICV = 2	 2.1. Tubular larga ICV = 2	 3.2. Espiral cónica ICV = 1	 3.2. Espiral cónica ICV = 1
80				
	 1.1. Plana larga ICV = 3	 2.1. Tubular larga ICV = 2	 3.2. Espiral cónica ICV = 1	 3.2. Espiral cónica ICV = 1
170				
	 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 3.2. Espiral cónica ICV = 1	 3.2. Espiral cónica ICV = 1
200				
	 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 6.2. Arqueadas conect. ICV = 3	 3.2. Espiral cónica ICV = 1	

Figura 5.3. Morfología de la viruta obtenida en los ensayos con $p = 2 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$

Como se desprende de la observación de las Figuras 5.1 a 5.3, las virutas con una mayor fragmentabilidad ($ICV = 1$) se obtienen para los valores de avance más altos. Así, para valores de a de 0,3 mm/r se obtiene viruta fragmentada o corta para todos los valores de v y p considerados. La combinación de valores de a de 0,2 mm/r y p de 2 mm da también lugar a viruta fragmentada, para todo el rango de v considerado.

Por otro lado, la viruta más desfavorable ($ICV = 3$) se obtiene cuando se combinan el rango de valores de a más bajos (0,05 y 0,1 mm/r) con el rango valores de v más altos (170 y 200 m/min). A estas combinaciones habría que añadir adicionalmente la correspondiente a valores de a de 0,05 mm/r y v de 80 m/min. Este hecho se repite para todo el rango de p considerado.

Con respecto a la profundidad de corte, no se observan cambios significativos en el comportamiento de la morfología de la viruta al variar su valor. Únicamente se observa una mayor fragmentabilidad al aumentar la profundidad de corte, en el rango de las bajas velocidades de corte (40 y 80 m/min) y en el rango de los avances altos (0,2 y 0,3 mm/r).

Todas estas observaciones se justifican teniendo en cuenta el alto nivel de ductilidad que caracteriza a la aleación. Su alto contenido en Zn (6,03%) confiere a la viruta un alto grado de plasticidad. Estos elevados niveles de plasticidad provocan que la viruta se deforme plásticamente durante el corte, sin llegar a sobrepasar su límite de rotura, por lo que su nivel de fragmentabilidad es muy bajo, en un amplio rango de valores de parámetros de corte. Esto hace que se forme viruta continua, muy larga y con tendencia a enredarse, formando los característicos nidos de viruta.

Ello es especialmente relevante cuando los valores de la fuerza de empuje provocados por el avance son lo suficientemente bajos y cuando la velocidad de corte, que marca el tiempo de contacto viruta/herramienta, es muy alta, lo cual es también característico de otras aleaciones de aluminio [8-10].

Un aumento de la profundidad de corte también origina un aumento de la sección de la viruta y, como consecuencia, de la fuerza de corte, por lo que se considera lógica la mayor tendencia a la fragmentabilidad al aumentar p .

Por otro lado, tal y como se ha comentado, la tipología de viruta clasificada con un valor de ICV de 2 presenta cierta tendencia a la inestabilidad. Inicialmente, aun en el caso de viruta larga y continua, su morfología tubular o en forma de hélice hace que se separe de la zona de corte sin enredarse. Sin embargo, conforme va avanzando el mecanizado y la viruta aumenta en longitud y peso, su evacuación se ve dificultada, aumentando la probabilidad de que se enrede en la herramienta o en la pieza, originando un deterioro de la superficie mecanizada y una discontinuidad en el proceso.

Además, tal y como se observará en los ensayos de mayor duración, los cambios que sufre la geometría de la herramienta durante el mecanizado, debido a la

adhesión de material al filo, originan modificaciones en las condiciones de corte que propician cambios en la morfología de la viruta a lo largo de un mismo ensayo. De hecho, la mayoría de la morfología de viruta clasificada con un ICV de valor 2 (helicoidal o tubular larga) se irá transformando en viruta con ICV de valor 3, de tipo arqueada continua, con tendencia a formar nidos de viruta.

Por tanto, la obtención de una morfología de viruta de fácil evacuación y que no origine enredos en la herramienta, o en el resto de elementos de la máquina-herramienta, se consigue utilizando una combinación de valores de avance altos y velocidades de corte bajas. Además, es preferible, en general, utilizar valores altos de profundidad de corte, presentando este parámetro una influencia menor que a y v .

Si comparamos las tendencias en el comportamiento de la evolución de la morfología de la viruta con a y v frente a las de otras aleaciones de aluminio similares, como la UNS A97050 o la UNS A92024 [5,6], se puede observar que el comportamiento es muy parecido al que presenta la aleación UNS A97050, mientras que hay ciertas diferencias con lo observado para la aleación UNS A92024.

La tendencia a la formación de nidos de viruta es similar en el caso de las aleaciones UNS A97050 y UNS A97075, siendo superior esta tendencia a la que presenta la aleación UNS A92024, en la que se observa una mayor fragmentabilidad de la viruta.

Estas diferencias se deben al alto contenido en Zn que presentan las dos primeras (aleaciones de Al-Zn), lo cual, tal y como se ha indicado, las dota de una elevada plasticidad, de forma que el límite de rotura del material es más alto que el que presenta la aleación UNS A92024. Por ello, los esfuerzos a aplicar para lograr la fragmentación de la viruta son superiores en las aleaciones de Al-Zn frente a las de Al-Cu.

Por este motivo, la aleación UNS A92024 presenta tendencia a la formación de nidos de viruta sólo en el rango de avances bajos y velocidades de corte altas ($a \leq 0,1$ mm/r, $v \geq 127$ m/min) [6], donde los esfuerzos aplicados son menores y no se alcanza ese límite de rotura. Sin embargo, al aumentar los valores del avance y reducir la velocidad de corte, aumenta la fuerza de corte, haciendo que se supere ese límite de rotura y se origine viruta fragmentada.

En el caso de las aleaciones UNS A97050 [6] y UNS A97075 el rango de valores para el que se obtiene viruta continua, con formación de nidos de viruta o elevada tendencia a ello (ICV de valor 2 y 3), es más amplio ($a \leq 0,2$ mm/r, $v \geq 80$ m/min), debido a la mayor plasticidad comentada.

El uso de criterios de maquinabilidad basado en la morfología y disposición de la viruta estuvo bastante extendido hasta hace relativamente poco tiempo [11]. Sin embargo, este criterio fue desechado para las aleaciones de aluminio al comprobarse que se obtenían piezas de baja calidad cuando la morfología de la viruta era favorable según el criterio anterior [12]. Como se verá más adelante, una situación similar se ha

obtenido en esta Tesis Doctoral, en la que, como geoméricamente era previsible, los mayores avances -viruta fragmentada- han supuesto peores valores de la calidad superficial.

5.2.2. Análisis de la herramienta

En las Figuras 5.4, 5.5 y 5.6 se muestran macrografías SOM (*Stereoscopic Optical Microscopy*, Microscopía Óptica Estereoscópica) de la cara de desprendimiento de las herramientas utilizadas en los ensayos de corta duración, clasificadas en función de la velocidad de corte y el avance empleados, para los ensayos con profundidad de corte de 0,5, 1 y 2 mm respectivamente.

Como puede observarse en dichas figuras, las herramientas presentan, en mayor o menor medida, incorporación de material en su filo (BUE) y en su cara de desprendimiento (BUL), variando en intensidad en función de los parámetros de corte empleados. Tal y como se comentó en el capítulo 3, y de acuerdo con [13-16], esta incorporación de material origina un desgaste de la herramienta por adhesión indirecta, dando lugar a cambios en la geometría y propiedades de la misma.

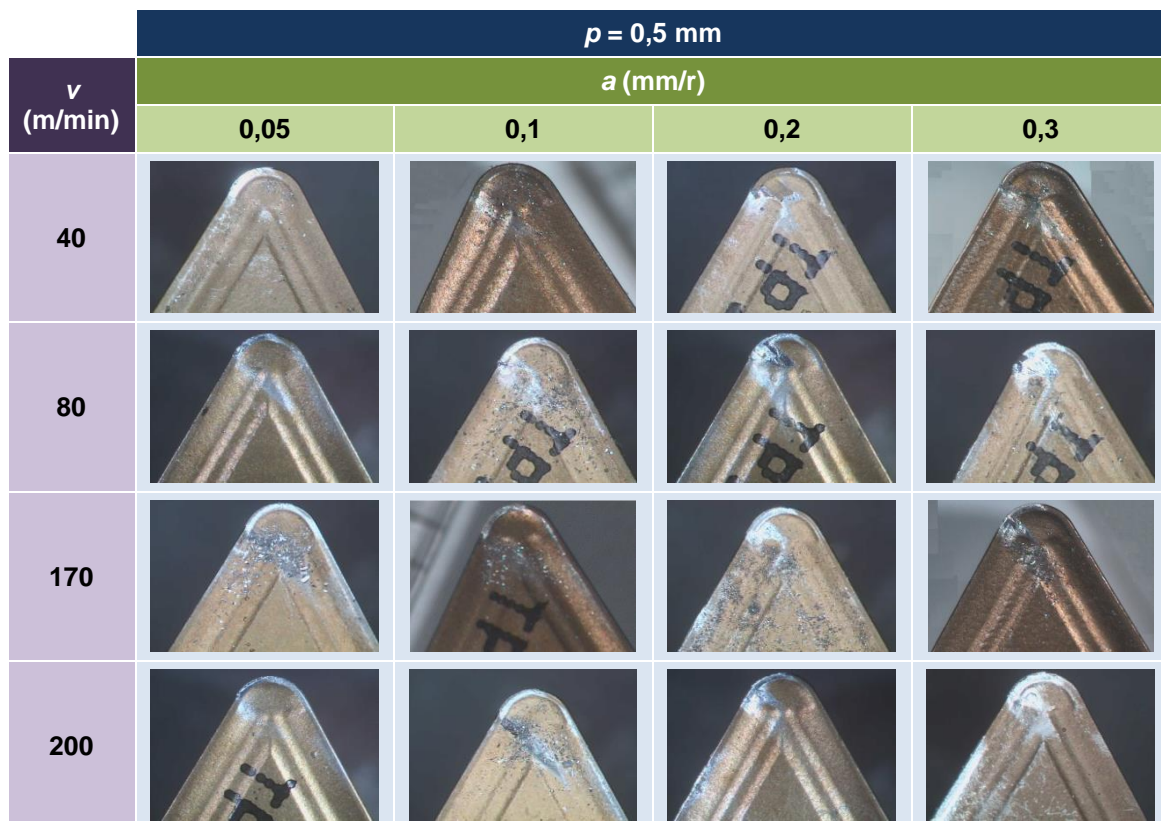


Figura 5.4. Imágenes SOM (30X) del estado final de las herramientas utilizadas en los ensayos con $p = 0,5 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$

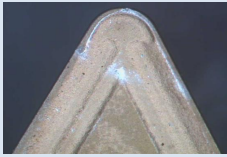


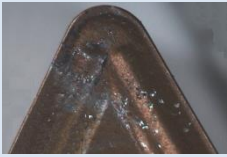
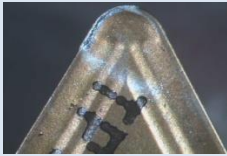

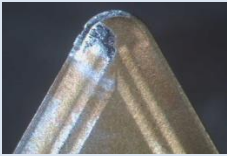


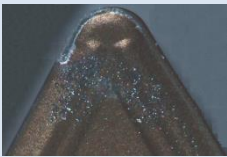

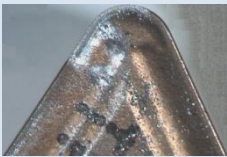




v (m/min)	$p = 1 \text{ mm}$			
	$a \text{ (mm/r)}$			
	0,05	0,1	0,2	0,3
40				
80				
170				
200				

Figura 5.5. Imágenes SOM (30X) del estado final de las herramientas utilizadas en los ensayos con $p = 1 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$


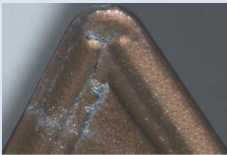




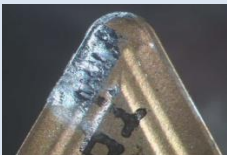




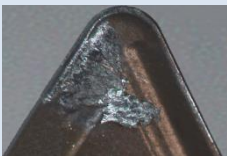



v (m/min)	$p = 2 \text{ mm}$			
	$a \text{ (mm/r)}$			
	0,05	0,1	0,2	0,3
40				
80				
170				
200				

Figura 5.6. Imágenes SOM (30X) del estado final de las herramientas utilizadas en los ensayos con $p = 2 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$

Además, se observa que la cantidad de material adherido a la herramienta es mayor para el rango de valores de avance altos empleados (0,2 y 0,3 mm/r), para todos los valores de la velocidad y profundidad de corte utilizados. Para el rango de valores de avance bajos (0,05 y 0,1 mm/r) la cantidad de material incorporado es menor, no existiendo diferencias significativas al pasar de 0,05 mm/r a 0,1 mm/r, manteniendo constantes v y p .

En cuanto a la velocidad de corte, en la mayoría de los casos no se observan cambios sustanciales en la cantidad de material adherido a la herramienta al variar este parámetro, manteniendo constantes a y p . Únicamente se observa un aumento de material adherido para el valor de avance de 0,3 mm/r, al pasar de valores de v de 40 a 80 m/min, para todos los valores de p considerados.

Con respecto a la profundidad de corte, se observa una mayor incorporación de material a la herramienta al aumentar este parámetro, en el rango de avances altos (0,2 y 0,3 mm/r), no observándose modificaciones sustanciales en el rango de avances bajos (0,05 y 0,1 mm/r). Ambas observaciones son independientemente del valor de v considerado.

Por tanto, se puede decir que, en general, el avance es el parámetro que más influye en la incorporación de material a la herramienta (BUL y BUE), Esta incorporación es mayor en el rango más alto de avances considerados (0,2 y 0,3 mm/r). Esto se debe al aumento de los esfuerzos y presiones en la zona de corte cuando se aumenta el avance [9,10], que facilita la adhesión de material a la herramienta por efectos termo-mecánicos. Este hecho se ve potenciado por el aumento de la profundidad de corte, en el rango de avances altos.

Por su parte, la velocidad de corte posee una menor influencia en la aparición de BUL y BUE, en la mayoría de los casos observados, debido a su menor influencia sobre los esfuerzos puestos en juego en el corte [8,12,17,18], dentro del rango de valores estudiados.

Por otro lado, en la Figura 5.7 se muestran las imágenes SOM de la cara de incidencia de las herramientas, para algunos de los ensayos realizados. En ella se puede observar además indicios de aparición de desgaste por abrasión en la cara de incidencia.

Este desgaste es mayor en los ensayos donde se origina viruta continua con aparición de nidos (ICV = 3). Esto es debido al rozamiento de la viruta al enredarse en la herramienta. Por tanto, cuando aparece viruta continua, sin formación de nidos (ICV = 2), o cuando aumenta la fragmentabilidad de la misma (ICV = 1), los efectos de este desgaste son menores.

Si se comparan estas observaciones con las realizadas sobre las herramientas utilizadas en estudios similares en otras aleaciones de aluminio, como como la UNS A92024 y UNS A97050, se encuentran algunas similitudes y ciertas diferencias.

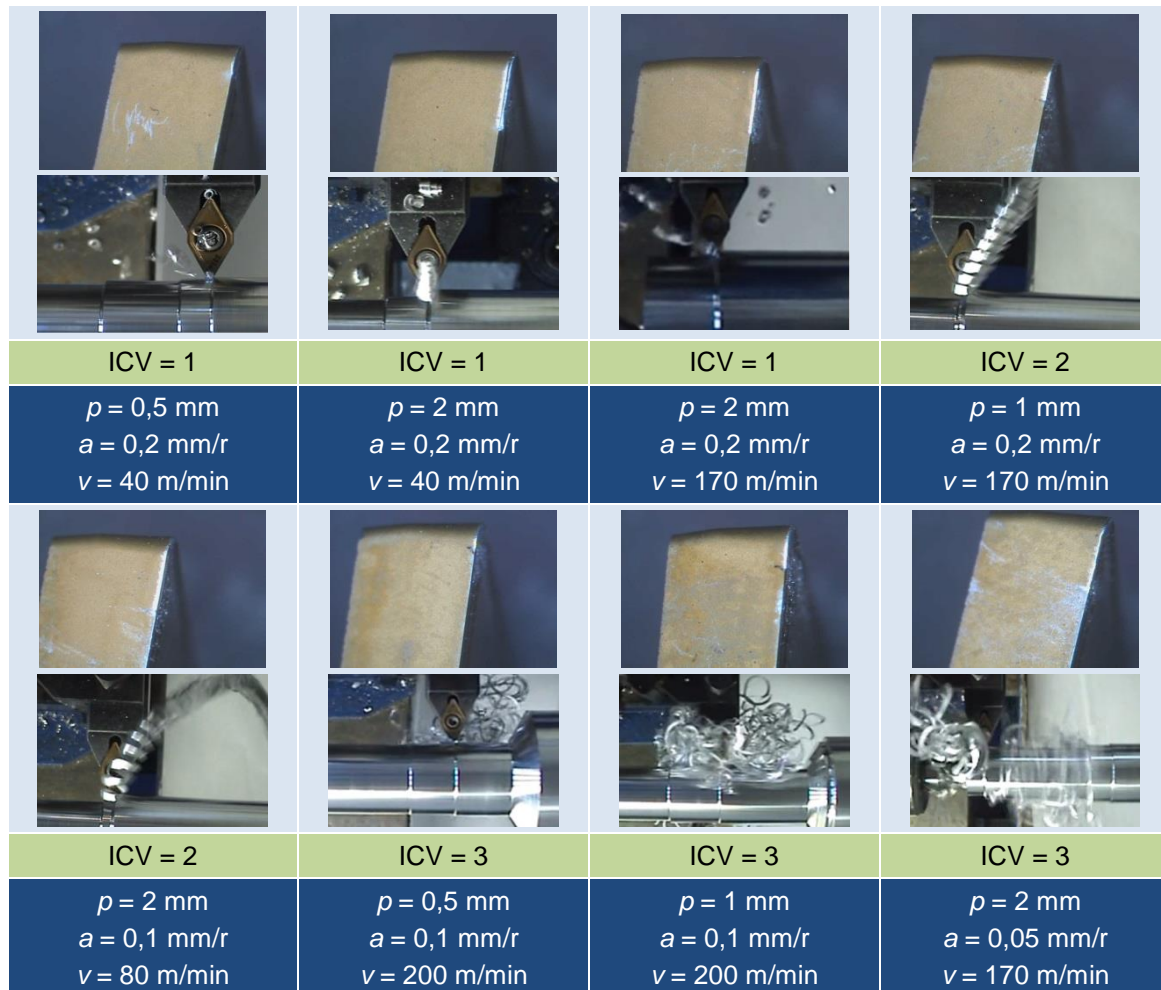


Figura 5.7. Imágenes SOM (20X) de la cara de incidencia de las herramientas utilizadas en algunos de los ensayos de duración $t = 10 \text{ s}$, y su relación con el ICV de la viruta obtenida

Por un lado, en todas ellas es el avance el parámetro que mayor influencia tiene en la cantidad de material adherido, mostrando una tendencia a aumentar el desgaste por adhesión indirecta al aumentar el avance.

Sin embargo, mientras que en las aleaciones UNS A97050 y UNS A97075 no se observan cambios significativos con la velocidad de corte, sí que se observa cierta variación en el caso de la aleación UNS A92024 [6,15,19,20]. Para esta aleación, se observa una reducción en la cantidad de material adherido a la herramienta al aumentar la velocidad de corte, sobretodo en el rango de bajas velocidades de corte consideradas (0,05 y 0,1 mm/r).

Esto es debido, a que a altas velocidades de corte el BUE es inestable mecánicamente, siendo arrancado por la viruta durante el corte, hecho que es más incipiente a avances bajos, donde las fuerzas de corte son menores y se origina un tipo de viruta más continua, que arrastra fácilmente al BUE [6,13].

En el caso de las aleaciones UNS A97050 y UNS A97075 este hecho se produce en el rango de avances bajos para todo el rango de v considerado, dada la

menor fragmentabilidad de la viruta, tal y como se indicó previamente, lo que facilita el desprendimiento del BUE a velocidades de corte bajas [6].

Además, en la mayoría de los casos, se observa un mayor espesor de BUE en el caso de la aleación UNS A92024 que en las aleaciones UNS A97050 y UNS A97075. Esto puede estar originado, de una parte, por las diferencias en la morfología de la viruta, como ya se ha indicado, debido a una menor tendencia a la fluencia de las aleaciones de Al-Cu. Las aleaciones UNS A97050 y UNS A97075 presentan viruta continua en un rango más amplio de valores de parámetros de corte, lo que facilita el desprendimiento del BUE y que éste no vaya aumentando de tamaño.

Por otra parte, de acuerdo con [21], todo parece indicar que existen ciertas diferencias en la forma en la que se generan el BUE y el BUL en estas aleaciones. En el caso de la aleación UNS A92024 está demostrado que el mecanismo de formación está originado por causas termo-mecánicas [13-15,20,21].

Así, en los primeros instantes del mecanizado se origina BUL, por efecto termo-mecánico, de composición cercana al aluminio puro. Este BUL origina alteraciones en la herramienta que propician la aparición de un BUE de transición, que va aumentando de tamaño, hasta alcanzar un espesor crítico, extendiéndose a lo largo de la cara de desprendimiento de la herramienta. Esto origina un segundo BUL, con contenido en Cu bastante menor que el de la aleación. Esto implica que el BUE se ha reblandecido por causas térmicas, y se ha extruido finalmente por causas mecánicas [14-16,20-22].

En la Figura 5.8 se representan de forma esquemática las distintas fases del mecanismo de formación de BUL y BUE en la aleación UNS A92024.

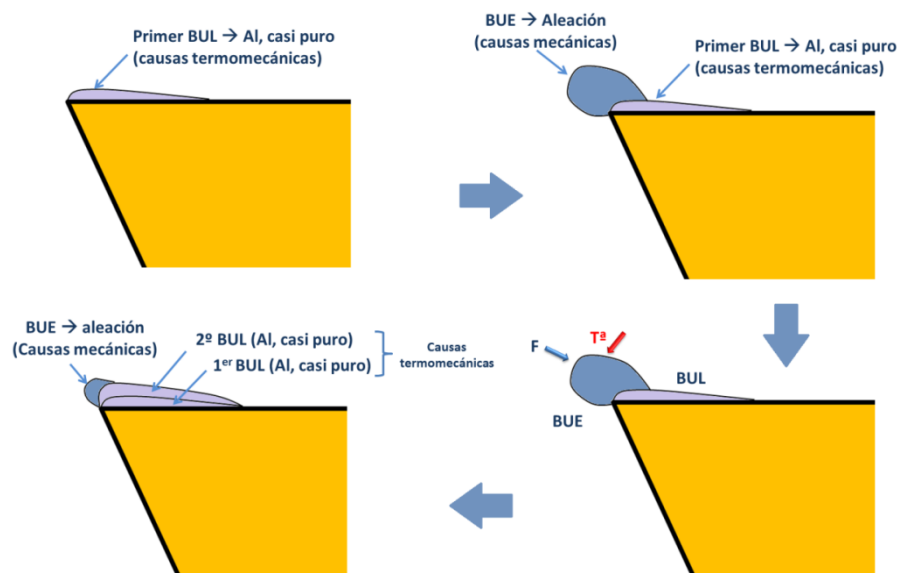


Figura 5.8. Mecanismo de formación de BUL y BUE en la aleación UNS A92024

En el caso de las aleaciones UNS A97050 y UNS A97075 parece que el mecanismo es algo distinto, debido fundamentalmente a la mayor plasticidad de estas aleaciones.

Inicialmente, al igual que ocurre con la aleación de Al-Cu, se forma un primer BUL en los primeros instantes del mecanizado, con composición cercana al aluminio puro, por causas termo-mecánicas. Seguidamente se forma un BUE de transición. Sin embargo, este BUE alcanza un tamaño menor que en el caso de la aleación UNS A92024, debido a que su mayor plasticidad origina su extrusión casi inmediata a lo largo de la cara de desprendimiento de la herramienta, por causas exclusivamente mecánicas. En este caso, el segundo BUL debería tener una composición cercana a la de la aleación mecanizada, Figura 5.9.

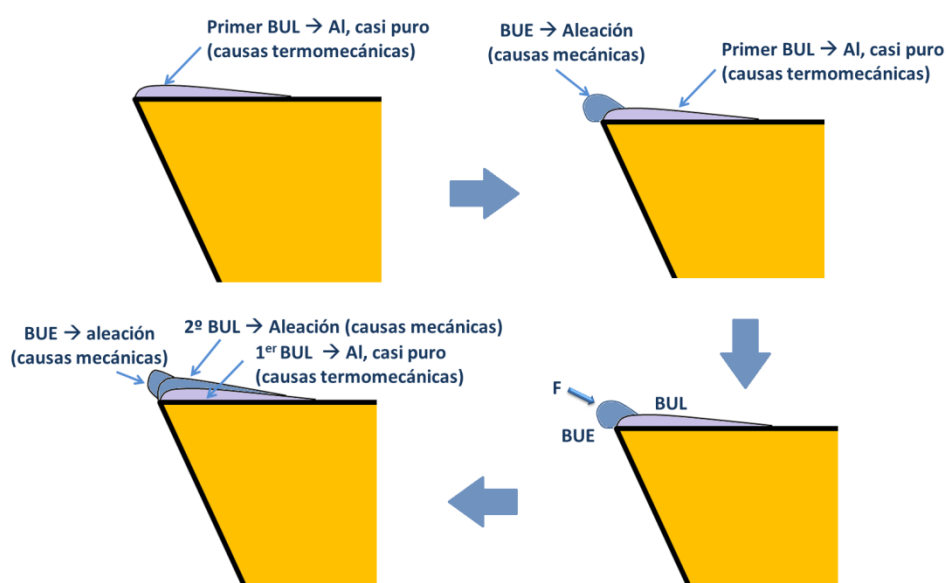


Figura 5.9. Mecanismo de formación de BUL y BUE en la aleación AA7075

Con el objetivo de confirmar esta última hipótesis para el caso de la aleación UNS A97075, además de las observaciones cualitativas realizadas con el microscopio estereoscópico, se ha procedido a caracterizar la composición del material adherido a las herramientas, haciendo uso de técnicas de Microscopía Electrónica de Barrido (*Scanning Electron Microscopy*, SEM) y de Espectroscopía de Energía Dispersiva (*Energy Dispersive Spectroscopy*, EDS), para algunos de los ensayos de corta duración.

De este modo, en la Figura 5.10 se muestra una imagen SEM de la herramienta utilizada en el ensayo ejecutado con valor de p de 1 mm, valor de v de 170 m/min y valor de a de 0,2 mm/r. En dicha figura se han marcado tres zonas (zona 1, zona 2 y zona 3) consideradas de interés por presentar material adherido a la herramienta, con distinto espesor y morfología.

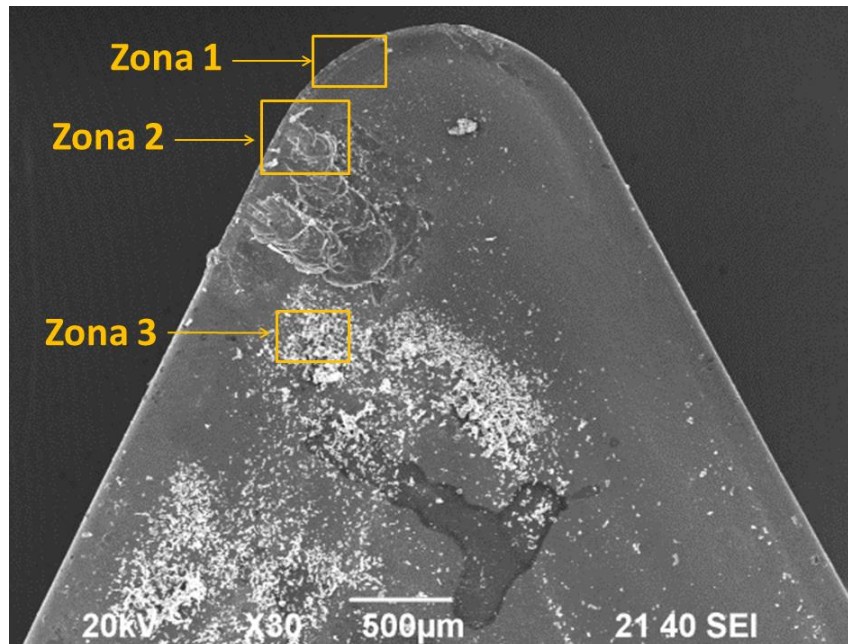


Figura 5.10. Imagen SEM de la herramienta utilizada en el ensayo de duración $t = 10$ s, con $p = 1$ mm, $v = 170$ m/min y $a = 0,2$ mm/r

Por un lado, la zona 1 es una zona cercana al filo de la herramienta, en la que se observa material adherido, aunque en poca cantidad, sin observarse una penetración hacia la cara de desprendimiento de la herramienta. Por otro lado, la zona 2 presenta una mayor cantidad de material adherido, tanto en zonas próximas al filo como hacia el interior de la cara de desprendimiento de la herramienta. Finalmente, la zona 3 se encuentra alejada del filo de corte, presentando pequeños fragmentos de material adherido, con una morfología distinta a las existentes en las zonas 1 y 2.

En cada una de estas zonas se han obtenido varios espectros EDS, sobre distintos puntos considerados de interés, en base a las consideraciones realizadas sobre el mecanismo de formación de BUL y BUE. Con ello se pretende caracterizar la composición del material presente en la superficie de dichos puntos, de forma que se puedan confirmar las hipótesis planteadas acerca del mecanismo de formación de BUL y BUE en la aleación objeto de estudio.

De este modo, en la Figura 5.11 se muestra una imagen SEM adquirida en la zona 1 (Figura 5.10). En ella se encuentran marcados los distintos puntos donde se han obtenido espectros mediante EDS.

En las Figuras 5.12, 5.13 y 5.14 se muestran las gráficas con los espectros EDS adquiridos en cada uno de estos puntos. El objetivo es poder comparar la composición inicial de la aleación con la composición material obtenida en cada espectro. De esta forma se podrá identificar si se trata de material con composición similar a la aleación de partida o existe algún tipo de diferencia.

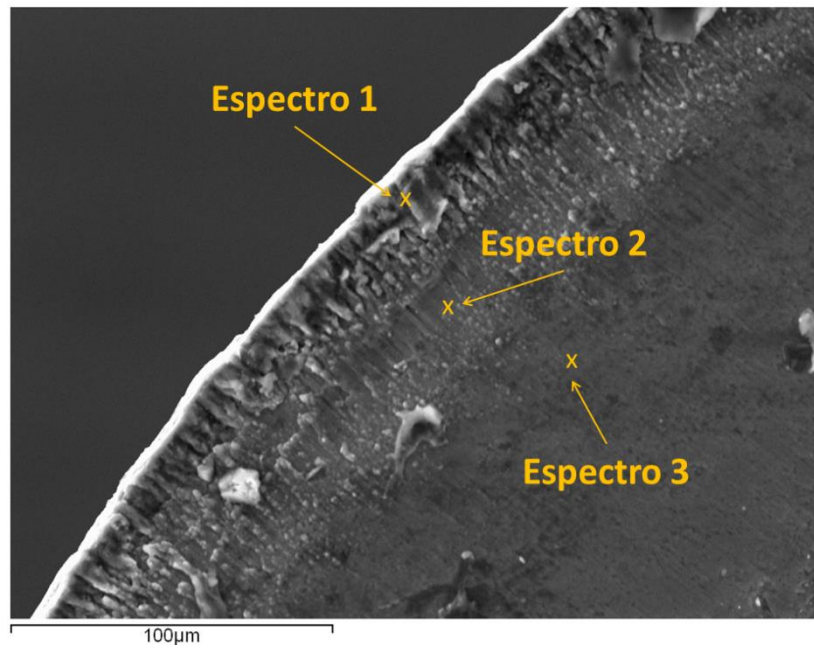


Figura 5.11. Imagen SEM de la zona 1 de la herramienta utilizada en el ensayo de duración $t = 10$ s, con $p = 1$ mm, $v = 170$ m/min y $a = 0,2$ mm/r

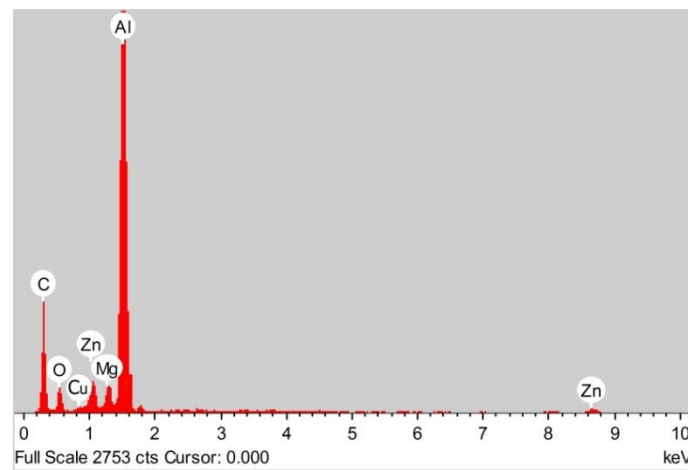


Figura 5.12. Resultado EDS Espectro 1 - Zona 1

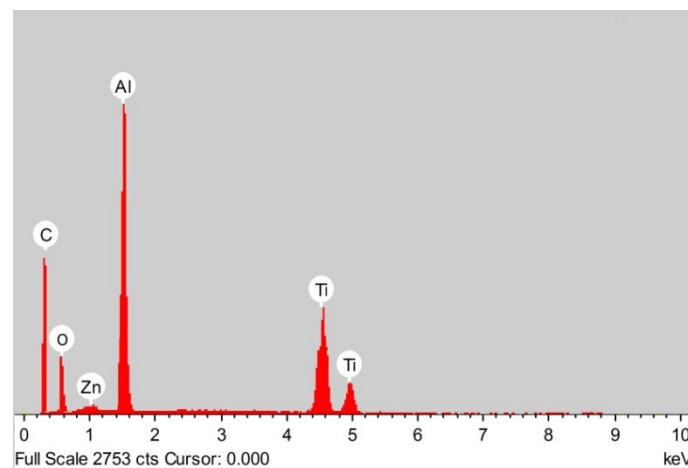


Figura 5.13. Resultado EDS Espectro 2 - Zona 1

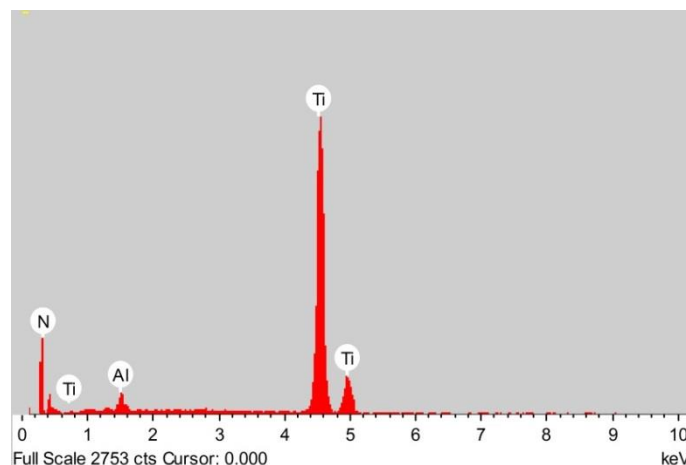


Figura 5.14. Resultado EDS Espectro 3 – Zona 1

Por otra parte, en la Tabla 5.1 se muestran los resultados obtenidos para cada uno de estos espectros. Esta tabla recoge, por un lado, la composición de la aleación mecanizada y, por otro, la composición obtenida en cada uno de los espectros adquiridos. Además, tanto para la aleación de partida como para cada espectro, se presentan los resultados en dos filas. La primera de ellas (% masa) recoge el porcentaje en masa de cada elemento frente al total de la muestra.

Dado que no todos los elementos están presentes en todas las muestras, se ha añadido una fila adicional para poder homogeneizar los resultados y poder compararlos. De este modo, en esa fila (% Aleante/Al) se recoge el porcentaje de aleante encontrado frente al contenido de aluminio, en lugar de frente al contenido total de la muestra. De esta forma será más sencillo detectar si se producen cambios en el contenido de los aleantes frente a la cantidad de aluminio presente en cada espectro.

Tabla 5.1. Resultados del análisis EDS obtenido para cada espectro de la zona 1

		C	N	O	Mg	Al	Ti	Cu	Zn
Aleación	% masa	-	-	-	2,62	88,92	-	1,87	6,03
	% Aleante/Al	-	-	-	2,94	100	-	2,10	6,78
Zona 1 Espectro 1	% masa	9,63	-	1,74	2,30	79,57	-	1,22	5,54
	% Aleante/Al	-	-	-	2,89	100	-	1,53	6,96
Zona 1 Espectro 2	% masa	19,21	-	3,89	0,59	57,09	18,03	-	1,19
	% Aleante/Al	-	-	-	1,03	100	-	-	2,08
Zona 1 Espectro 3	% masa	-	21,40	-	-	4,57	74,03	-	-
	% Aleante/Al	-	-	-	-	-	-	-	-

Los resultados mostrados en la Tabla 5.1 indican que, por un lado, el material presente en el espectro 1 (Figura 5.12) tiene una composición muy similar a la aleación de partida, observándose sólo una cierta reducción en el porcentaje de Cu frente al Al.

Por otro lado, el espectro 2 (Figura 5.13), obtenido en una zona algo más alejada del filo de la herramienta que en el caso del espectro 1, y con un espesor algo menor, presenta una mayor proporción de aluminio y una reducción clara del contenido de Mg y Zn, no estando presente el Cu.

Finalmente, el espectro 3 (Figura 5.14), obtenido en una zona mucho más hacia el interior de la herramienta, donde no se aprecia adhesión de material, presenta muy bajo contenido en aluminio, y un alto contenido en N y Ti. Por tanto, se trata de un punto correspondiente a la superficie de la herramienta, cuyo recubrimiento es de TiN.

Por tanto, a la vista de estos resultados, se puede decir que el mecanismo de formación de BUL y BUE se origina de forma similar a lo expuesto en [15,16,20,22].

Por un lado, el bajo punto de fusión de la aleación, unido a la baja conductividad térmica del recubrimiento de la herramienta, propicia un rápido reblandecimiento de la matriz de aluminio en los primeros instantes del mecanizado, fácilmente incorporable a la cara de desprendimiento por arrastre de la viruta, originando un BUL primario con composición más próxima al aluminio puro, de pequeño espesor (espectro 2 de la Figura 5.11).

Los compuestos intermetálicos de la aleación tienen un punto de fusión mucho más alto, no se reblandecen y son arrastrados por la viruta. La adhesión, en este caso, se produce por un mecanismo de naturaleza termomecánica.

Una vez que se ha originado el BUL, las características de la herramienta se ven modificadas, cambiando por tanto las condiciones en las que se origina el corte. Ello propicia el crecimiento del BUE por efecto mecánico, de mayor espesor que el BUL y con composición próxima a la de la aleación de partida (espectro 1 de la Figura 5.11). En este caso se observa únicamente una pérdida de intermetálicos de cobre, más disperso en la estructura de la aleación, que pasa a formar parte de la viruta.

En la Figura 5.15 se muestra una imagen SEM adquirida en la zona 2, más alejada de la punta de la herramienta que la zona 1 y con mayor presencia de material adherido, tanto en las zonas cercanas al filo como hacia el interior de la cara de desprendimiento.

Además, se observa la presencia de un BUL estratificado cuya naturaleza podría ser distinta de la del BUL primario. Para confirmar esta hipótesis, y contrastar los resultados obtenidos en el análisis de la zona 1, se ha procedido a la obtención de espectros EDS en varios puntos de la zona 2.

De la Figura 5.16 a la 5.20 se muestran las gráficas con los espectros EDS adquiridos en cada una de estos puntos.

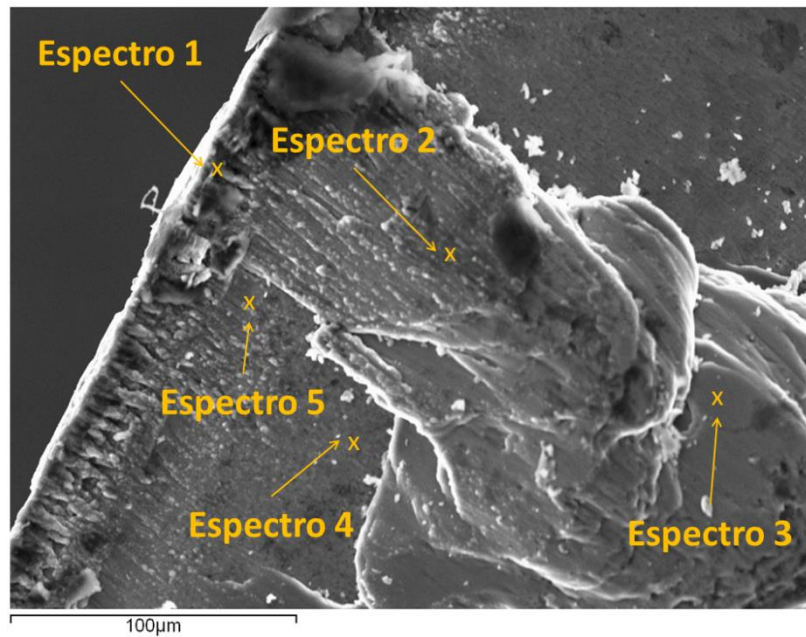


Figura 5.15. Imagen SEM de la zona 2 de la herramienta utilizada en el ensayo de duración $t = 10$ s, con $p = 1$ mm, $v = 170$ m/min y $a = 0,2$ mm/r

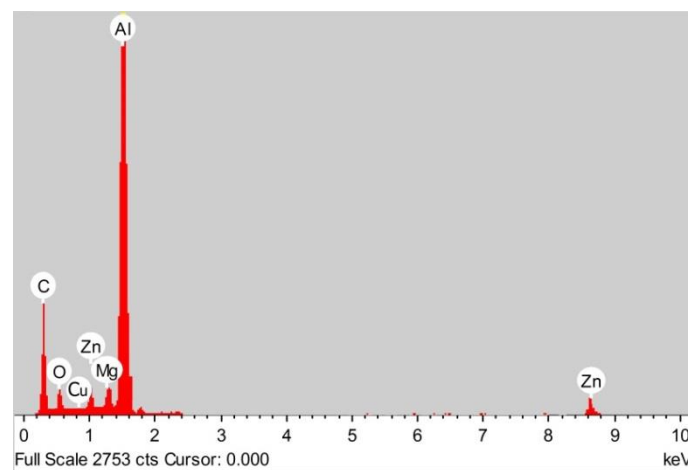


Figura 5.16. Resultado EDS Espectro 1 – Zona 2

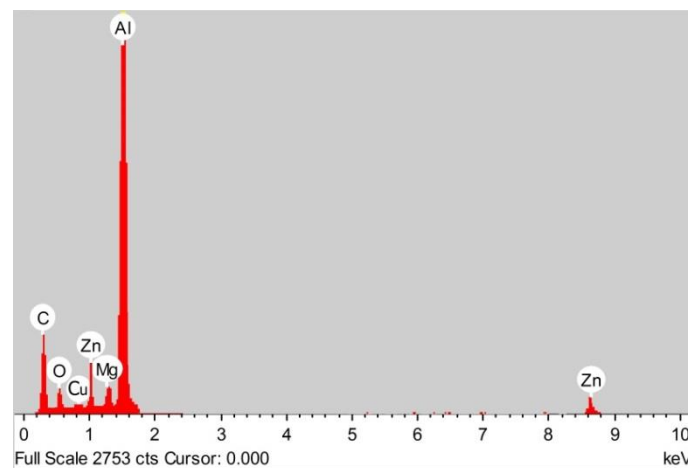


Figura 5.17. Resultado EDS Espectro 2 – Zona 2

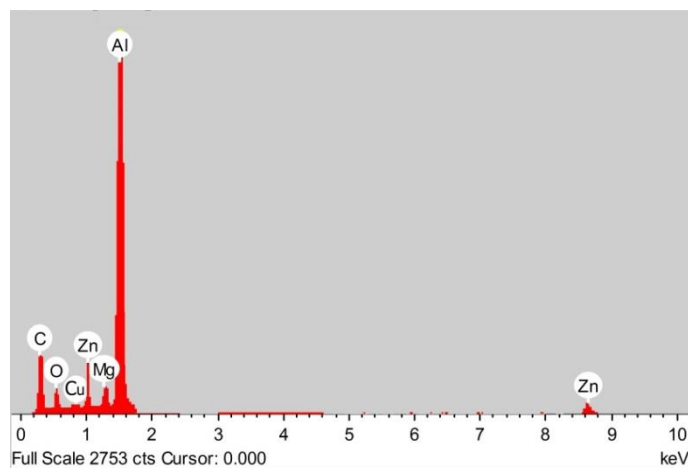


Figura 5.18. Resultado EDS Espectro 3 – Zona 2

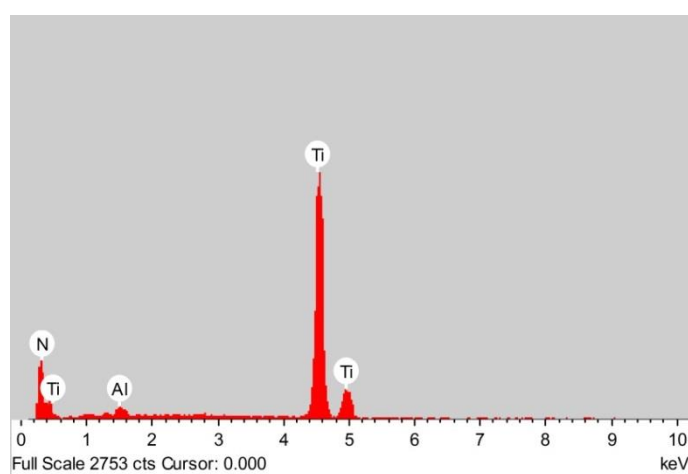


Figura 5.19. Resultado EDS Espectro 4 – Zona 2

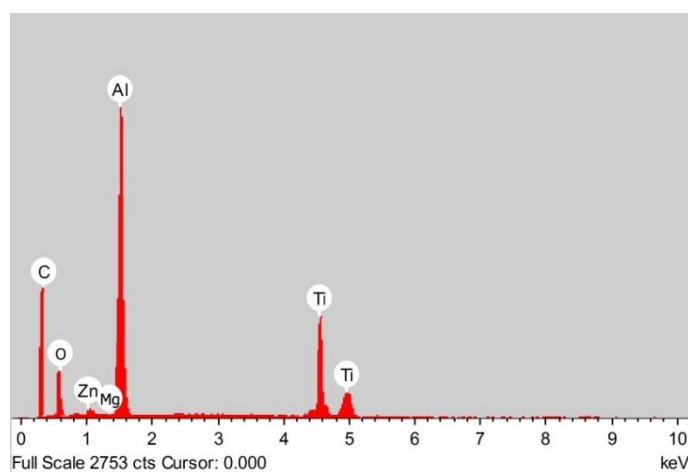


Figura 5.20. Resultado EDS Espectro 5 – Zona 2

Por otro lado, en la Tabla 5.2 se presentan los resultados obtenidos para cada uno de los espectros EDS adquiridos en estos puntos.

Tabla 5.2. Resultados del análisis EDS obtenido para cada espectro de la zona 2

		C	N	O	Mg	Al	Ti	Cu	Zn
Aleación	% masa	-	-	-	2,62	88,92	-	1,87	6,03
	% Aleante/Al	-	-	-	2,94	100	-	2,10	6,78
Zona 2 Espectro 1	% masa	9,23	-	1,72	2,40	79,81	-	1,30	5,54
	% Aleante/Al	-	-	-	3,00	100	-	1,62	6,94
Zona 2 Espectro 2	% masa	5,12	-	1,61	2,51	83,61	-	1,49	5,66
	% Aleante/Al	-	-	-	3,00	100	-	1,78	6,76
Zona 2 Espectro 3	% masa	1,35	-	0,95	2,61	87,49	-	1,51	6,09
	% Aleante/Al	-	-	-	2,98	100	-	1,72	6,96
Zona 2 Espectro 4	% masa	-	21,8	-	-	14,31	63,89	-	-
	% Aleante/Al	-	-	-	-	-	-	-	-
Zona 2 Espectro 5	% masa	18,31	-	4,01	0,62	58,09	17,99	-	0,98
	% Aleante/Al	-	-	-	1,06	100	-	-	1,69

Los resultados mostrados en la Tabla 5.2 indican que, por un lado, el material presente en el espectro 1 (BUE, Figura 5.16) tiene una composición muy similar a la aleación de partida, observándose también una reducción en el porcentaje de Cu frente al Al. Por otro lado, el espectro 5 (BUL, Figura 5.20) presenta una menor proporción de Zn y Mg frente al Al, desapareciendo el Cu. Asimismo, el espectro 4 (Figura 5.19) revela una composición que indica que se trata de una zona con escaso material adherido, con composición próxima a la del recubrimiento de la herramienta.

De este modo, todo lo expuesto para la zona 1, en cuanto al mecanismo de adhesión, es válido para la zona 2. La diferencia estriba en la composición obtenida para el espectro 2 (Figura 5.17) y 3 (Figura 5.18), correspondiente a material que se extiende por la cara de desprendimiento de la herramienta (segundo BUL). En este caso, esta capa adherida (espectros 2 y 3) presenta una composición similar a la de la aleación de partida, presentando pérdida de cobre, al igual que ocurría con el espectro 1 (BUE).

Por tanto, de acuerdo con [13,19], en la zona 2 (Figura 5.15) se ha alcanzado un espesor crítico del BUE, que por extrusión ha dado lugar a la aparición de un segundo BUL (espectros 2 y 3 de la Figura 5.15) en la cara de desprendimiento de la herramienta. Pero en este caso, a diferencia de lo que ocurre con la aleación UNS A92024, este segundo BUL se ha originado principalmente por causas mecánicas, dado que la composición del segundo BUL no es próxima al aluminio puro, sino a la aleación de partida.

Además, el espesor de este segundo BUL es menor que en el caso de la aleación de Al-Cu. Su mayor plasticidad facilita su deformación con un menor esfuerzo, lo que evita que el BUE alcance un gran tamaño antes de su extrusión. Todas estas observaciones confirman la hipótesis de partida planteada.

Finalmente, en la Figura 5.21 se muestra una imagen SEM adquirida en la zona 3, ubicada hacia el interior de la cara de desprendimiento de la herramienta,

donde se observan pequeños fragmentos de material adherido, de morfología diferente a la observada en las zonas 1 y 2.

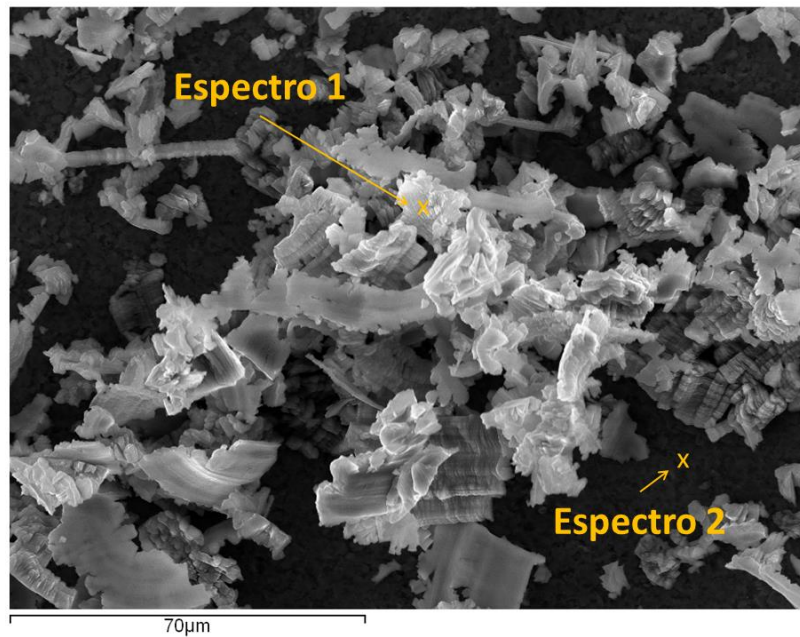


Figura 5.21. Imagen SEM de la zona 3 de la herramienta utilizada en el ensayo de duración $t = 10$ s, con $p = 1$ mm, $v = 170$ m/min y $a = 0,2$ mm/r

Para identificar la composición del material presente en esta zona, se ha procedido a la obtención de espectros EDS en varios puntos de la zona 3.

Así, las Figuras 5.22 y 5.23 muestran las gráficas con el espectro EDS adquirido en cada uno de estos puntos.

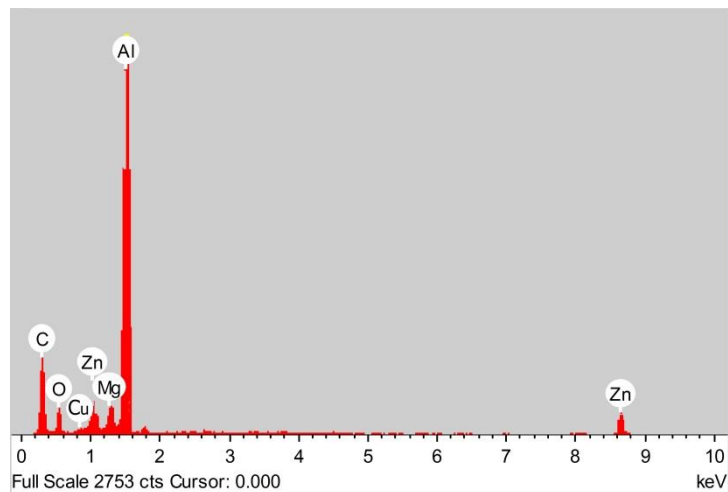


Figura 5.22. Resultado EDS Espectro 1 – Zona 3

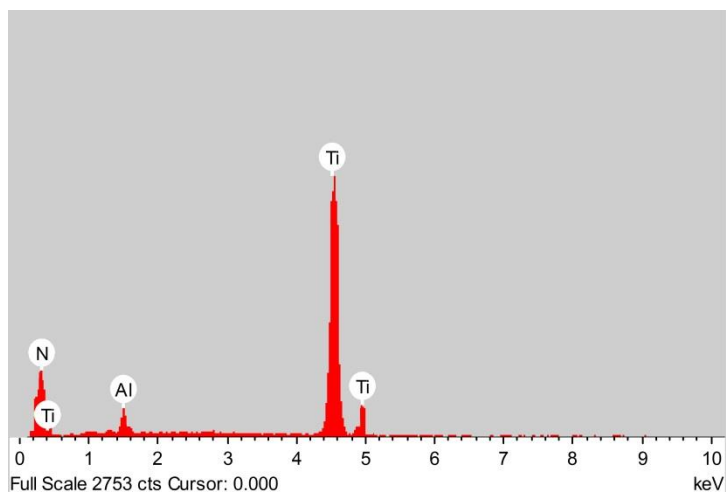


Figura 5.23. Resultado EDS Espectro 2 – Zona 3

Por otro lado, en la Tabla 5.3 se presentan los resultados obtenidos para el espectro 1 y 2 de la zona 3.

Tabla 5.3. Resultados del análisis EDS obtenido para cada espectro de la zona 3

		C	N	O	Mg	Al	Ti	Cu	Zn
Aleación	% masa	-	-	-	2,62	88,92	-	1,87	6,03
	% Aleante/Al	-	-	-	2,94	100	-	2,10	6,78
Zona 3 Espectro 1	% masa	4,56	1,10	3,02	2,51	80,88	-	2,01	5,92
	% Aleante/Al	-	-	-	3,10	100	-	2,48	7,30
Zona 3 Espectro 2	% masa	11,80	22,80	1,11	-	2,91	61,38	-	-
	% Aleante/Al	-	-	-	-	-	-	-	-

Los resultados mostrados en la Tabla 5.3 indican que, por un lado, el espectro 1 (Figura 5.22) presenta una composición muy similar al de la aleación de partida, con un ligero aumento en la proporción de aleantes frente al aluminio, sobretudo de Cu. Por otro lado, la composición del espectro 2 (Figura 5.23) revela que este punto se encuentra sobre el recubrimiento de la herramienta.

Por tanto, tanto la composición del espectro 1, como la forma y la zona donde se encuentra ubicado este material, indican que se trata de partículas de viruta que se han desprendido durante el corte y que han chocado contra la cara de desprendimiento de la herramienta, presentando en este caso la herramienta indicios de desgaste por abrasión.

Finalmente, es necesario indicar que estos análisis mediante la utilización de técnicas de microscopía electrónica (SEM y EDS) se han repetido para diversas herramientas utilizadas en distintos ensayos, encontrándose resultados similares a los expuestos para este caso.

5.2.3. Desviaciones microgeométricas

Una vez analizadas la morfología de la viruta y el estado de la herramienta al finalizar los mecanizados, se va a proceder a la presentación y análisis de los resultados obtenidos respecto de la calidad de acabado superficial, evaluada a partir de las desviaciones microgeométricas superficiales medidas en términos de la rugosidad media aritmética, Ra .

En la Tabla 5.4, 5.5 y 5.6 se incluyen los valores de Ra obtenidos en cada ensayo, clasificados según las velocidades de corte y avances empleados, para profundidades de corte de 0,5, 1 y 2 mm respectivamente.

El valor de Ra reflejado en dichas tablas se corresponde con el valor medio de las mediciones realizadas en cuatro generatrices equidistantes de la probeta mecanizada. A partir de los datos de calibración recogidos en el Anexo B y de las ecuaciones (4.1) y (4.2) se ha procedido a la obtención de las correspondientes incertidumbres de medida de Ra y a la aplicación de las correspondientes correcciones sistemáticas. Finalmente, se ha seleccionado el valor máximo de las incertidumbres obtenidas como incertidumbre aplicada, tomando un valor de $U = \pm 0,21 \mu\text{m}$ ($k = 2$).

Tabla 5.4. Valores medios de Ra obtenidos en los ensayos con $p = 0,5 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$

p (mm)	v (m/min)	a (mm/r)	Ra (μm)
0,5	40	0,05	0,36
		0,1	1,15
		0,2	1,38
		0,3	2,36
	80	0,05	0,43
		0,1	0,53
		0,2	1,41
		0,3	3,49
	170	0,05	0,54
		0,1	1,19
		0,2	1,45
		0,3	2,23
	200	0,05	0,90
		0,1	0,61
		0,2	1,72
		0,3	4,04

Tabla 5.5. Valores medios de R_a obtenidos en los ensayos con $p = 1 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$

p (mm)	v (m/min)	a (mm/r)	R_a (μm)
1	40	0,05	0,53
		0,1	1,14
		0,2	1,47
		0,3	2,46
	80	0,05	1,08
		0,1	0,51
		0,2	1,45
		0,3	3,07
	170	0,05	0,55
		0,1	1,36
		0,2	2,52
		0,3	2,14
	200	0,05	0,71
		0,1	0,55
		0,2	1,64
		0,3	3,63

Tabla 5.6. Valores medios de R_a obtenidos en los ensayos con $p = 2 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$

p (mm)	v (m/min)	a (mm/r)	R_a (μm)
2	40	0,05	0,52
		0,1	1,23
		0,2	1,27
		0,3	2,57
	80	0,05	0,57
		0,1	0,58
		0,2	1,67
		0,3	3,28
	170	0,05	0,54
		0,1	1,90
		0,2	1,42
		0,3	2,65
	200	0,05	0,79
		0,1	0,61
		0,2	2,36

Los resultados reflejados en las tablas mencionadas se han trasladado a una serie de gráficas, con el objetivo de analizar la evolución de Ra con los parámetros de corte, v y a , para cada valor de p ensayado. Así, en las Figuras 5.24, 5.25 y 5.26 se muestra la evolución de Ra con el avance, para profundidades de corte de 0,5, 1 y 2 mm respectivamente. Por otro lado, en las Figuras 5.27, 5.28 y 5.29 se muestra la evolución de Ra con la velocidad de corte, para profundidades de corte de 0,5, 1 y 2 mm respectivamente.

A partir de los resultados obtenidos, se puede extraer que el parámetro que más influye sobre el valor de Ra es el avance. Así, el valor de Ra aumenta al aumentar el avance en la mayoría de los casos, independientemente de la velocidad de corte y la profundidad de corte empleados. Estos resultados coinciden con lo expuesto en [23], donde se muestra una dependencia casi lineal de Ra con el avance.

De este modo, los mayores valores de Ra y, por tanto, los peores resultados desde el punto de vista del acabado superficial, se obtienen para valores de a de 0,3 mm/r, independientemente de los valores de v y p adoptados. En algunos casos los valores de Ra llegan a incrementarse entre 6 y 7 veces, al pasar de valores de a de 0,05 a 0,3 mm/r. De igual forma, los menores valores de Ra se obtienen para valores de a de 0,5 mm/r.

Esta tendencia en el comportamiento de Ra frente al avance es similar al encontrado en el estudio de otras aleaciones de aluminio forjadas de uso en la industria aeroespacial [6,9,24-27].

En cuanto a la velocidad de corte, su influencia sobre el valor resultante de Ra es menor que en el caso del avance, coincidiendo con [6,9,24-27]. En este sentido, el valor máximo de Ra es como mucho entre 3 y 4 veces superior al valor mínimo encontrado, considerando el valor del avance constante.

Con respecto al crecimiento o decrecimiento del valor de Ra con v se observan distintas tendencias en función del avance empleado. Estas tendencias se mantienen independientemente de la profundidad de corte utilizada.

Así, para valores de a de 0,05 mm/r se observa, en general, una tendencia a permanecer constante el valor de Ra con v . De hecho, si se observa el estado de las herramientas empleadas (Figuras 5.4, 5.5 y 5.6), se puede comprobar que la cantidad de material adherido es pequeña y de similares proporciones, independientemente del valor de v utilizado.

Por ello, al ser pequeña la influencia de v en la aparición de BUE, la herramienta no ve alterada su geometría sustancialmente, lo que hace que el valor de Ra no se modifique tanto al variar v .

A pesar de ello, se puede observar alguna oscilación sobre la línea de tendencia media en este comportamiento.

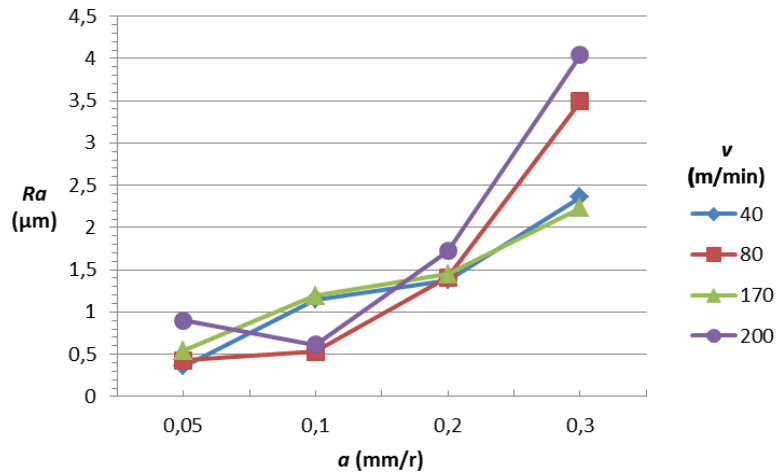


Figura 5.24. Evolución de $Ra = f(a)$, para los ensayos con $p = 0,5 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$

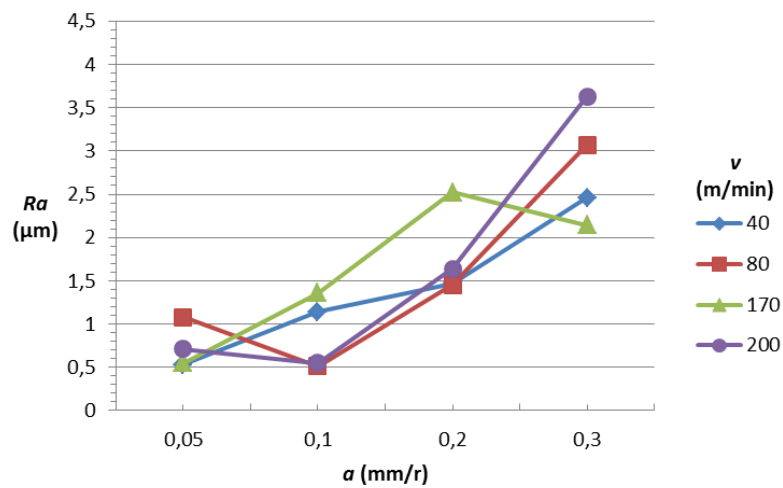


Figura 5.25. Evolución de $Ra = f(a)$, para los ensayos con $p = 1 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$

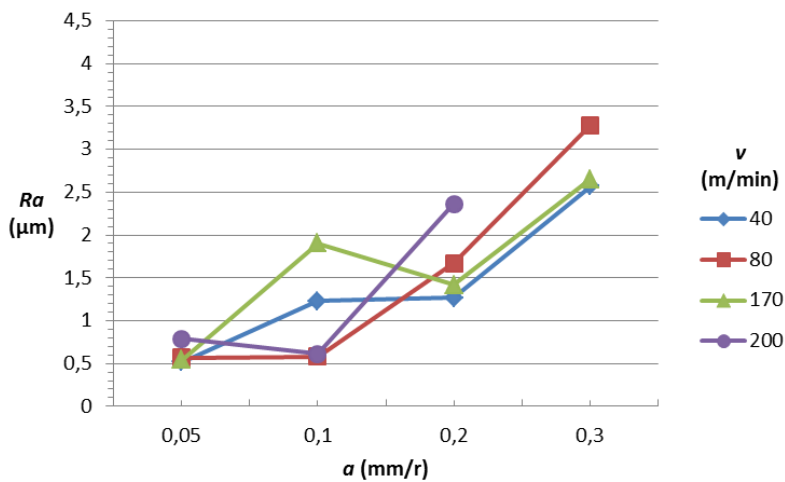


Figura 5.26. Evolución de $Ra = f(a)$, para los ensayos con $p = 2 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$

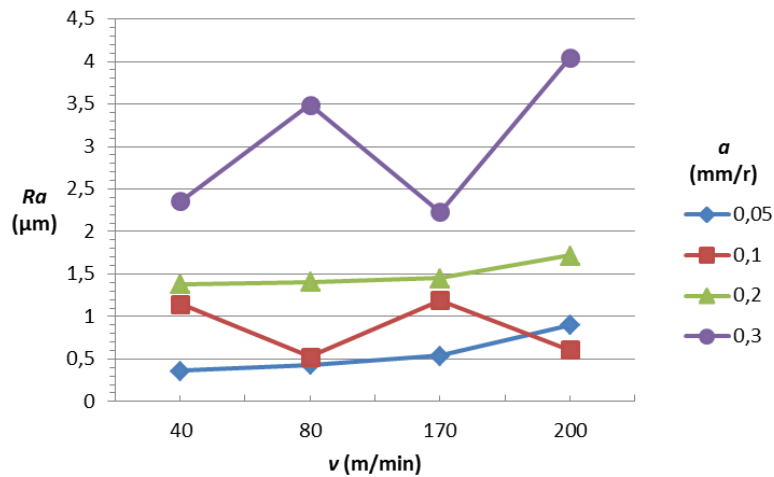


Figura 5.27. Evolución de $Ra = f(v)$, para los ensayos con $p = 0,5 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$

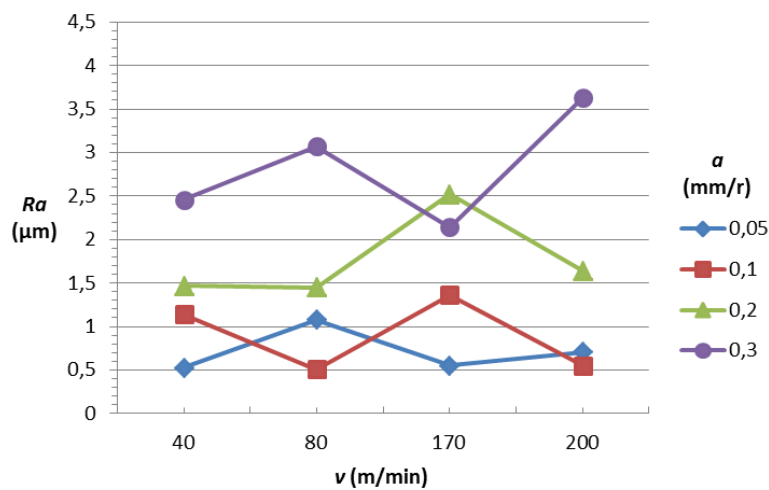


Figura 5.28. Evolución de $Ra = f(v)$, para los ensayos con $p = 1 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$

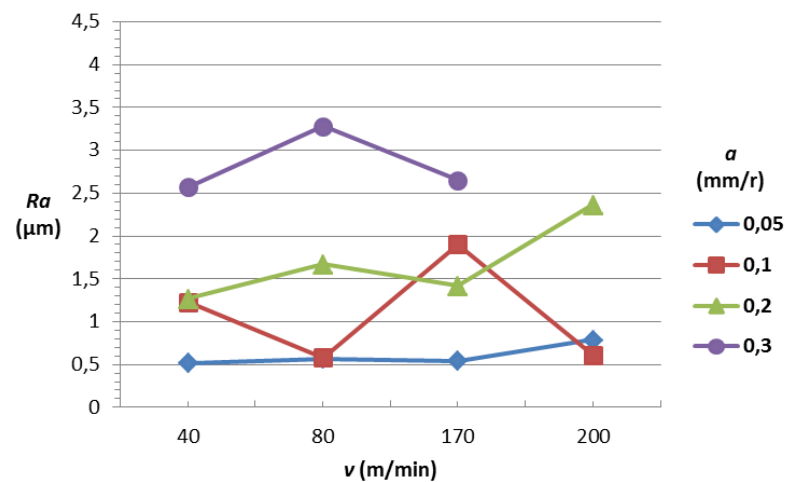


Figura 5.29. Evolución de $Ra = f(v)$, para los ensayos con $p = 2 \text{ mm}$ y $t = 10 \text{ s}$

Así para el ensayo con valor de p de 1 mm, al pasar de un valor de v de 40 a 80 m/min (Figura 5.5), y para el ensayo con p de 2 mm, al pasar de un valor de v de 170 a 200 m/min (Figura 5.6), se observa un aumento del valor de R_a , pasando a ser entre 1,5 y 2 veces superior. En estos casos se observan pequeñas reducciones en la cantidad de material adherido a la herramienta. Aun siendo pequeñas estas variaciones, al tratarse de avances bajos, la sensibilidad al cambio que presenta R_a ante las alteraciones geométricas del filo es alta [13,28].

Para valores de a de 0,1 mm/r se observa una tendencia a reducirse el valor de R_a con la velocidad de corte, al pasar de valores de v de 40 a 80 m/min y de 170 a 200 m/min, independientemente de la profundidad de corte considerada. Las reducciones de R_a en estos casos están en torno a 2 y 4 veces su valor.

Esta tendencia se puede explicar teniendo en cuenta las alteraciones que sufre la geometría de la herramienta, debido al fenómeno de desgaste por adhesión indirecta. Al pasar de valores de v de 40 a 80 m/min y de 170 a 200 m/min se observa un incremento de la cantidad de material adherido a la herramienta. En concreto, de acuerdo con [13,28,29], la aparición de BUE provoca una reducción del ángulo de posición del filo, que provoca una reducción de la altura de la huella sobre la pieza y, por ende, del valor de R_a .

Así, aunque las diferencias en la cantidad de material adherido no son muy elevadas, al tratarse de valores de a relativamente bajos, la sensibilidad a estas alteraciones es muy superior, tal y como se ha comentado para avances de 0,5 mm/r.

Para el caso de valores de a de 0,2 mm/r se observa un comportamiento similar al encontrado para valores de a de 0,05 mm/r, es decir, R_a es poco sensible con v , independientemente del valor de p empleado. En este caso, la cantidad de material adherido a las herramientas es superior a las encontradas para avances de 0,05 mm/r. Sin embargo, tal y como ocurría en ese caso, no se observan cambios significativos en la cantidad de material depositado al variar v , por lo que el valor de R_a no se ve sensiblemente afectado.

Además, tal y como se ha comentado, conforme se aumenta el valor del avance, el valor de R_a se ve menos afectado por los cambios geométricos que originan los fenómenos de desgaste por adhesión indirecta [13,28].

No obstante, al igual que ocurría para 0,1 mm/r, se pueden observar oscilaciones sobre la línea de tendencia media. Esto ocurre en los ensayos ejecutados con valor de p de 1 mm, al pasar de v de 80 m/min a 170 m/min. En este caso se observa un aumento de R_a de entre 1,5 y 2 veces su valor. Al pasar a valores de v de 200 m/min, R_a vuelve a valores similares a los obtenidos en el rango de las bajas velocidades de corte empleadas.

Si se comparan, en este caso, las imágenes de los filos de la herramienta para valores de v de 80, 170 y 200 m/min respectivamente (Figura 5.5) se observa que al pasar de 80 a 170 m/min se reduce el tamaño del filo recrecido. Para valores de v de

170 m/min se alcanza un espesor crítico de BUE, originándose su extrusión a lo largo de la cara de desprendimiento y comenzando el crecimiento de un nuevo BUE, tal y como se describió en el apartado 5.2.2. Si la medida de Ra se realiza en una zona de la probeta donde este hecho ha tenido ya lugar, es lógico pensar en la obtención de valores mayores de Ra . Al pasar a valores de v de 200 m/min, se observa algo similar a lo comentado para 170 m/min. En este caso el espesor del BUE es mayor, por lo que se obtiene un menor valor de Ra , similar al obtenido para 40 y 80 m/min.

Algo similar ocurre en los ensayos ejecutados con valor de p de 2 mm, al pasar de valores de v de 170 a 200 m/min (Figura 5.6). En este caso el valor de Ra se ve incrementado también entre 1,5 y 2 veces. Los motivos son similares a los expuestos en el caso anterior, sólo que ahora se observa un desprendimiento del material adherido a la herramienta.

Para el caso de valores de avance de 0,3 mm/r se observa una tendencia inversa a la descrita para valores de a de 0,1 mm/r. Al pasar de valores de v de 40 a 80 m/min y de 170 a 200 m/min se produce un aumento de Ra . En este caso, los cambios geométricos que origina el BUE tienen un efecto menor sobre Ra , debido a que el alto valor del avance hace que se diluyan dichos efectos.

Independientemente de las fluctuaciones obtenidas en los valores de Ra al variar v , para valores de a de 0,1 y 0,3 mm/r, se puede decir que la tendencia general de los resultados es a la horizontalidad, es decir, a permanecer más o menos constante el valor Ra al variar v , independientemente del valor del avance.

En estudios realizados sobre aleaciones de aluminio similares se presentan distintas evoluciones de Ra con v , en función del valor de a empleado [6,9,24-27]. Estas diferencias en las tendencias están relacionadas con la mayor o menor influencia de la velocidad de corte en la aparición de material adherido a la herramienta, así como la influencia en la morfología de viruta generada durante el proceso de corte. Esto hace que las aleaciones de aluminio presenten ciertas singularidades en su comportamiento que justifican la realización de ensayos sistemáticos donde se analicen todas las combinaciones posibles de parámetros de corte (*Factor by Factor*, FbF).

En cualquier caso, independientemente de la diversidad de tendencias encontradas en la evolución de Ra con v , su influencia es bastante menor que la del avance.

En cuanto a la profundidad de corte, son escasos los trabajos encontrados en la bibliografía que aborden el análisis de la evolución de Ra con este parámetro, siendo su estudio una novedad en el análisis paramétrico del mecanizado en seco de este tipo de aleaciones.

De los resultados obtenidos se desprende que su influencia sobre el valor de Ra es relativamente pequeña, comparada con la influencia del avance. Se puede decir que, en general, los valores observados de Ra se mantienen prácticamente constantes

al variar p , para la mayoría de las combinaciones de a y v ensayadas. No obstante, al igual que ocurría con a y v , se observan algunas oscilaciones sobre la línea de tendencia media.

Así, para la combinación de velocidad de corte de 170 m/min y avance de 0,2 mm/r se observan valores similares de Ra para $p = 0,5$ y $p = 2$ mm, mientras que su valor es entre 1,5 y 2 veces superior para el caso de $p = 1$ mm. El motivo es similar al argumentado en casos anteriores. Para el caso de $p = 1$ mm el filo de la herramienta presenta material adherido a la cara de desprendimiento (BUL), originado a la extrusión del BUE, que en este caso presenta un espesor menor (se está comenzando a formar de nuevo), tal y como se observó en el apartado 5.2.2. Para los valores de p de 0,5 y 2 mm, el BUE presenta un espesor mayor, por lo que los valores de Ra obtenidos son menores.

Otra oscilación sobre la tendencia general se obtiene para la combinación de velocidad de corte de 200 m/min y avance de 0,2 mm/r, donde se observan valores similares de Ra para $p = 0,5$ mm y $p = 1$ mm, mientras que para $p = 2$ mm se obtiene un valor de Ra entre 1,5 y 2 veces superior. En este último caso la observación del filo de la herramienta revela un desprendimiento del material adherido, lo que da lugar a una reducción del valor de Ra obtenido.

En resumen, los resultados muestran que el avance es el parámetro controlante del valor de Ra y, por tanto, de la calidad de acabado superficial obtenido en las piezas mecanizadas, evaluada en términos de rugosidad media aritmética. Cuanto mayor es el valor del avance, mayores son los valores de Ra y peores los acabados superficiales obtenidos. La velocidad de corte y la profundidad de corte tienen una influencia menor sobre Ra .

Por tanto, para el mecanizado de este tipo de aleaciones, bajo las condiciones de corte establecidas, se puede establecer un criterio de maquinabilidad basado en la calidad de acabado superficial (evaluada en términos de Ra). De este modo, la maquinabilidad del material será mayor cuanto menor sea el parámetro de avance aplicado y viceversa.

Por otro lado, tal y como se adelantó anteriormente, se puede decir que un criterio de maquinabilidad basado en la morfología de la viruta obtenida no es adecuado, coincidiendo con [5,11]. En el apartado 5.2.1 se indicaba que la morfología de viruta más favorable era la de tipo fragmentado, desde el punto de vista de la facilidad de evacuación de la zona de corte y de la estabilidad y continuidad del proceso. En este sentido, se trataba de evitar la obtención de una viruta de tipo continuo, con tendencia a la formación de nidos de viruta. Para la obtención de una viruta de tipo fragmentada se recomienda la utilización de una combinación de valores de avance altos y velocidades de corte bajas, preferiblemente con valores de profundidad de corte altos.

Sin embargo, se ha visto como los valores altos de avance dan lugar a peores acabados superficiales. Por otro lado, con un mismo avance se obtenían tipos de

viruta con ICV distintos, en función de la velocidad de corte empleada, mientras que el valor de Ra se mantiene prácticamente constante, independientemente de v . Por ello, un criterio de maquinabilidad basado en la tipología de viruta no es adecuado para esta aleación.

Es necesario remarcar que estos resultados son válidos para el rango de valores de parámetros de corte ensayados. Además, los resultados han sido obtenidos para ensayos con una duración de $t = 10$ segundos, por lo que se hace necesario la ampliación del estudio con la realización de ensayos de mayor duración que permitan confirmar estas tendencias en mecanizados más largos.

5.2.4. Modelos paramétricos para las desviaciones microgeométricas

De acuerdo con todo lo expuesto anteriormente, se puede proponer un criterio de maquinabilidad basado en el valor de Ra . Este valor depende de los parámetros de corte empleados. Por esta razón, se puede sugerir llevar a cabo la búsqueda de un modelo matemático $Ra(v,a,p)$ que permita determinar con un cierto grado de aproximación el valor de Ra -y, por ende, la maquinabilidad de la aleación- para unos valores de v , a y p fijados. De acuerdo con lo visto para otras aleaciones similares [6,9,10,18,23,24], en esta Tesis Doctoral se ha propuesto un modelo paramétrico de tipo potencial, como el indicado en la ecuación (2.44).

Siguiendo una metodología semejante a la expuesta en [6,9,10,18,23,24], en una primera etapa se ha procedido a la obtención de los modelos marginales para el avance y la velocidad de corte $Ra(a,v)$ para cada profundidad de corte ensayada. De acuerdo con [30], estos modelos adoptan la forma:

$$Ra = K_p \cdot v^{x_p} \cdot a^{y_p} \quad (5.1)$$

donde K_p , x_p e y_p son constantes obtenidas para cada valor de la profundidad de corte considerada.

Este modelo se puede linealizar mediante su transformación a escala logarítmica, de la forma:

$$\log(Ra) = \log(K_p) + x_p \cdot \log(v) + y_p \cdot \log(a) \quad (5.2)$$

El ajuste de esta expresión mediante regresión lineal múltiple permite obtener los valores correspondientes de las constantes.

Estos modelos sirven para llevar a cabo un estudio comparativo con modelos semejantes para otras aleaciones. Sin embargo, una de las novedades de esta Tesis Doctoral radica en la incorporación del estudio de la influencia de la profundidad de corte. Por esta razón, los modelos marginales provenientes de la ecuación (5.1) se han combinado con objeto de obtener un modelo $Ra(a,v,p)$ que integre dicho

parámetro, suponiéndose que $Ra(p)$ también presenta una dependencia potencial. De esa manera, se propone un modelo en la forma:

$$Ra = K \cdot v^x \cdot a^y \cdot p^z \quad (5.3)$$

donde K , x , y y z son constantes.

Al igual que la ecuación (5.1), este modelo se puede linealizar mediante su transformación a escala logarítmica, de la forma:

$$\log(Ra) = \log(K) + x \cdot \log(v) + y \cdot \log(a) + z \cdot \log(p) \quad (5.4)$$

De igual forma, el ajuste de esta expresión mediante regresión multilínea permite obtener los valores correspondientes de las constantes.

El grado de ajuste de los resultados experimentales a este tipo de modelo potencial da una idea de la capacidad de predicción del modelo en el rango de los valores de los parámetros de corte estudiado, bajo las condiciones de corte establecidas.

5.2.4.1. Modelos marginales de Ra con profundidad de corte constante

En la Tabla 5.7 se recogen los valores de las constantes obtenidos al ajustar un modelo potencial, como el indicado en la ecuación (5.1), a los valores experimentalmente obtenidos para Ra , para cada profundidad de corte considerada.

Tabla 5.7. Valores de las constantes obtenidas en el ajuste de los modelos marginales con p constante

$p = 0,5 \text{ mm}$		$p = 1 \text{ mm}$		$p = 2 \text{ mm}$	
$K_{0,5}$	3,91	K_1	5,11	K_2	4,53
$x_{0,5}$	0,15	x_1	0,05	x_2	0,09
$y_{0,5}$	0,93	y_1	0,80	y_2	0,84

Si se trasladan estos valores al modelo potencial se obtienen las siguientes ecuaciones:

$$Ra = 3,91 \cdot v^{0,15} \cdot a^{0,93} \quad (p = 0,5 \text{ mm}) \quad (5.5)$$

$$Ra = 5,11 \cdot v^{0,05} \cdot a^{0,80} \quad (p = 1 \text{ mm}) \quad (5.6)$$

$$Ra = 4,53 \cdot v^{0,09} \cdot a^{0,84} \quad (p = 2 \text{ mm}) \quad (5.7)$$

A pesar de la existencia de cierta dispersión en los datos, y que Ra está determinado como un valor medio de cálculo de valores medios, estos modelos presentan un coeficiente de determinación ajustado razonable (del orden de 0.8) lo que permite aceptar el ajuste a estos modelos.

En las Tablas 5.8, 5.9 y 5.10 se presentan los valores de $Ra(v,a)$ obtenidos experimentalmente, frente a los obtenidos mediante simulación utilizando los modelos paramétricos anteriores (ecuaciones (5.5) a (5.7)), para cada profundidad de corte ensayada.

Asimismo, estos datos se han trasladado a una serie de gráficas (Figuras 5.30 a 5.38) donde se comparan mediante superficies 3D los valores de Ra obtenidos experimentalmente con los obtenidos mediante simulación con los citados modelos, para cada profundidad de corte considerada.

Tabla 5.8. Valores de Ra obtenidos experimentalmente y obtenidos mediante simulación con el modelo paramétrico propuesto en (5.5), en ensayos ejecutados con $p = 0,5$ mm

v (m/min)	a (mm/r)	Ra (μm)	Ra simulada (μm)
40	0,05	0,53	0,42
	0,1	1,14	0,80
	0,2	1,47	1,52
	0,3	2,46	2,22
80	0,05	1,08	0,47
	0,1	0,51	0,89
	0,2	1,45	1,69
	0,3	3,07	2,46
170	0,05	0,55	0,52
	0,1	1,36	0,99
	0,2	2,52	1,89
	0,3	2,14	2,76
200	0,05	0,71	0,53
	0,1	0,55	1,02
	0,2	1,64	1,94
	0,3	3,63	2,83

Tabla 5.9. Valores de R_a obtenidos experimentalmente y obtenidos mediante simulación con el modelo paramétrico propuesto en (5.6), en ensayos ejecutados con $p = 1 \text{ mm}$

v (m/min)	a (mm/r)	R_a (μm)	R_a simulada (μm)
40	0,05	0,53	0,56
	0,1	1,14	0,97
	0,2	1,47	1,70
	0,3	2,46	2,35
80	0,05	1,08	0,58
	0,1	0,51	1,01
	0,2	1,45	1,76
	0,3	3,07	2,43
170	0,05	0,55	0,60
	0,1	1,36	1,05
	0,2	2,52	1,82
	0,3	2,14	2,52
200	0,05	0,71	0,61
	0,1	0,55	1,06
	0,2	1,64	1,84
	0,3	3,63	2,54

Tabla 5.10. Valores de R_a obtenidos experimentalmente y obtenidos mediante simulación con el modelo paramétrico propuesto en (5.7), en ensayos ejecutados con $p = 2 \text{ mm}$

v (m/min)	a (mm/r)	R_a (μm)	R_a simulada (μm)
40	0,05	0,53	0,51
	0,1	1,14	0,91
	0,2	1,47	1,63
	0,3	2,46	2,30
80	0,05	1,08	0,54
	0,1	0,51	0,97
	0,2	1,45	1,74
	0,3	3,07	2,44
170	0,05	0,55	0,58
	0,1	1,36	1,04
	0,2	2,52	1,86
	0,3	2,14	2,62
200	0,05	0,71	0,59
	0,1	0,55	1,05
	0,2	1,64	1,89

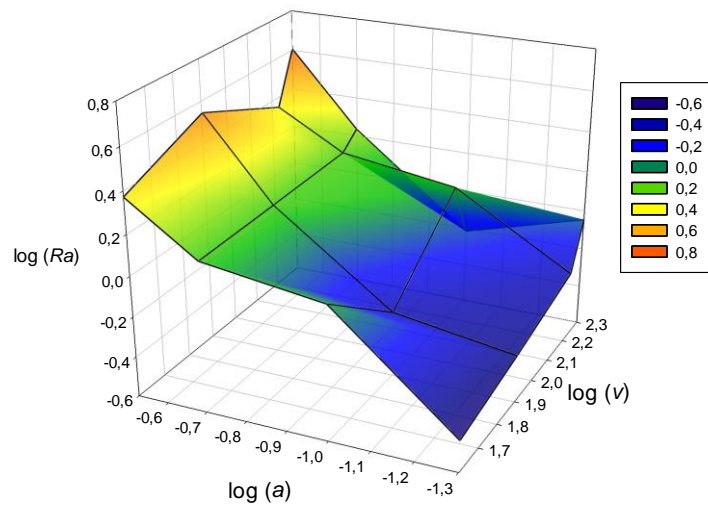


Figura 5.30. Superficie que representa la evolución de $Ra(v,a)$ en escala logarítmica, para los datos obtenidos experimentalmente en los ensayos con $p = 0,5 \text{ mm}$

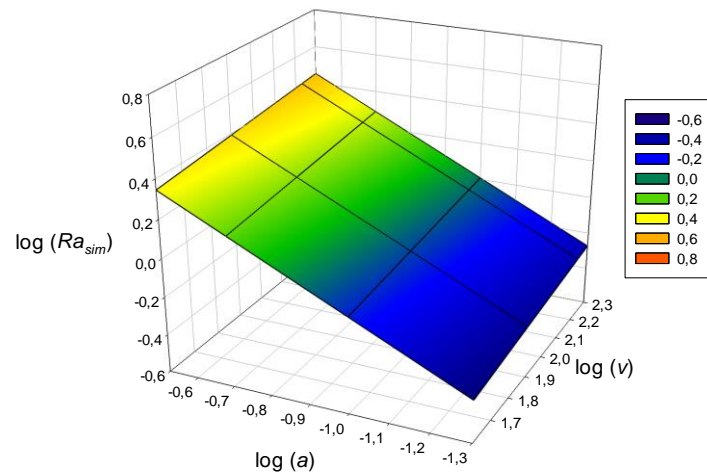


Figura 5.31. Superficie que representa la evolución de $Ra(v,a)$ en escala logarítmica, para los datos obtenidos por simulación con el modelo propuesto en la ecuación (5.5), para $p = 0,5 \text{ mm}$

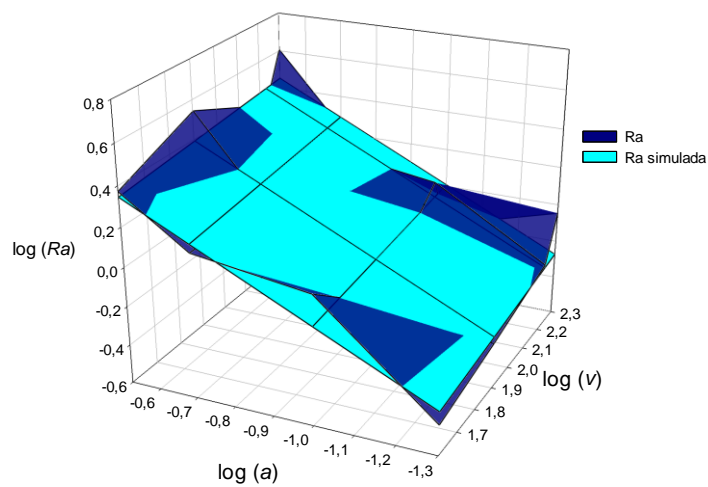


Figura 5.32. Comparación de los datos obtenidos experimentalmente para Ra y los obtenidos por simulación con el modelo propuesto en la ecuación (5.5), para $p = 0,5 \text{ mm}$

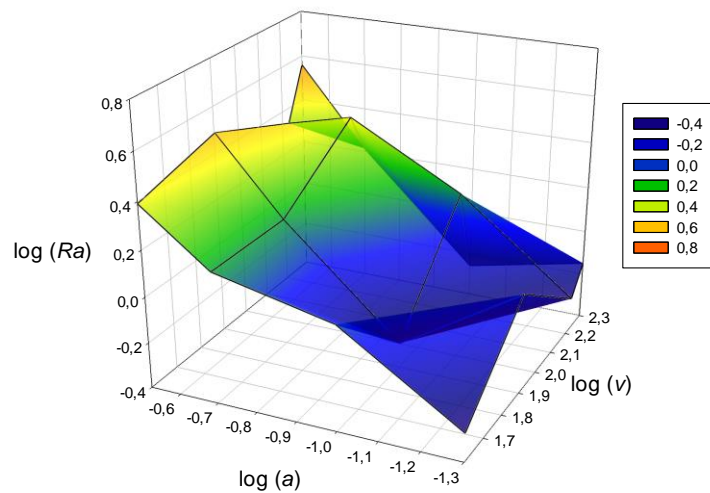


Figura 5.33. Superficie que representa la evolución de $Ra(v,a)$ en escala logarítmica, para los datos obtenidos experimentalmente en los ensayos con $p = 1 \text{ mm}$

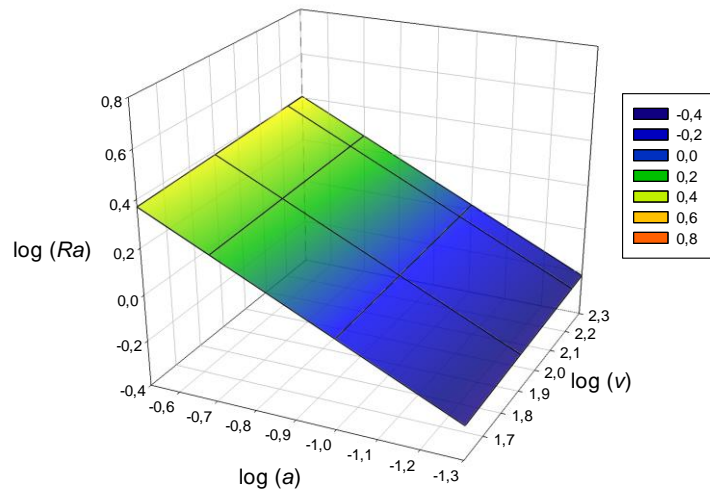


Figura 5.34. Superficie que representa la evolución de $Ra(v,a)$ en escala logarítmica, para los datos obtenidos por simulación con el modelo propuesto en la ecuación (5.6), para $p = 1 \text{ mm}$

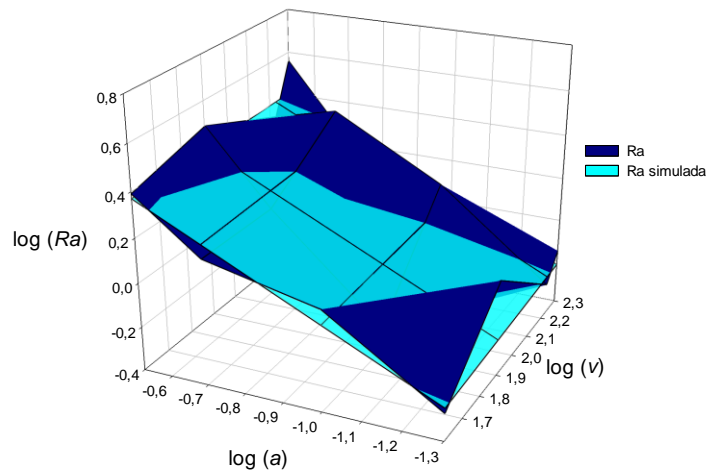


Figura 5.35. Comparación de los datos obtenidos experimentalmente para Ra y los obtenidos por simulación con el modelo propuesto en la ecuación (5.6), para $p = 1 \text{ mm}$

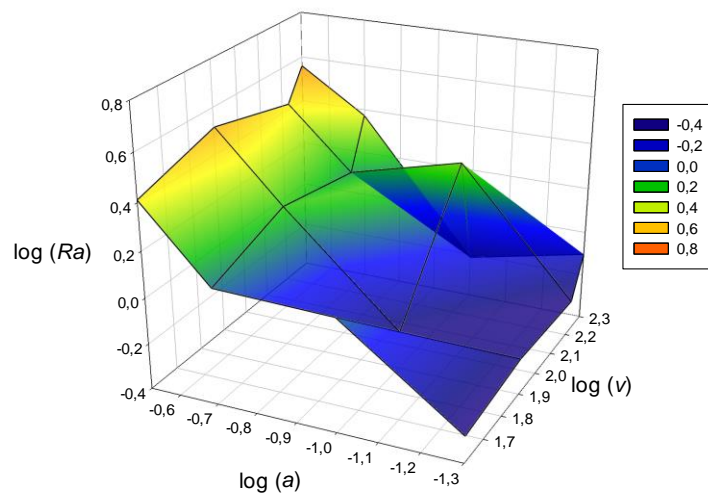


Figura 5.36. Superficie que representa la evolución de $Ra(v,a)$ en escala logarítmica, para los datos obtenidos experimentalmente en los ensayos con $p = 2 \text{ mm}$

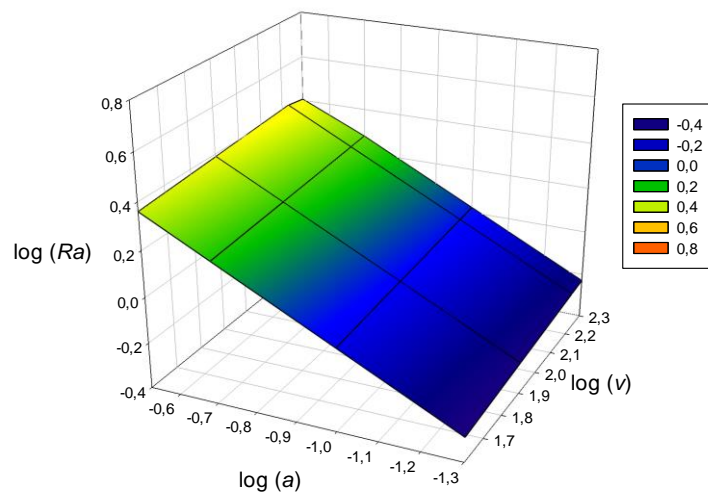


Figura 5.37. Superficie que representa la evolución de $Ra(v,a)$ en escala logarítmica, para los datos obtenidos por simulación con el modelo propuesto en la ecuación (5.7), para $p = 2 \text{ mm}$

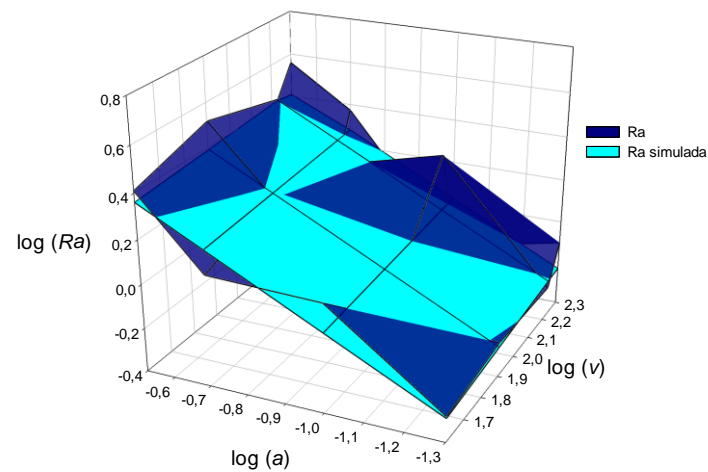


Figura 5.38. Comparación de los datos obtenidos experimentalmente para Ra y los obtenidos por simulación con el modelo propuesto en la ecuación (5.7), para $p = 2 \text{ mm}$

En los modelos paramétricos obtenidos en las ecuaciones (5.6), (5.7) y (5.8) se puede observar cómo, en todos los casos, el valor del exponente del avance es muy superior al valor del exponente de la velocidad de corte. Esto está en concordancia con lo comentado anteriormente respecto de la dependencia de Ra frente al avance y la velocidad de corte.

El mayor valor del exponente del avance implica una mayor dependencia de Ra respecto a este parámetro. Su valor es cercano a la unidad, lo que indica que, para un radio de punta de herramienta fijo, se puede considerar una aproximación triangular a la geometría de las huellas de mecanizado, de acuerdo con lo apuntado en [23]. La pérdida de linealidad -aparte de la aproximación a herramienta puntiaguda- es debida a las alteraciones que provoca el desgaste por adhesión indirecta sobre la geometría de la herramienta [13,28,29], que repercute sobre el valor de Ra al modificar la geometría de las huellas de mecanizado sobre la superficie de la pieza mecanizada.

El valor del exponente del avance más cercano a la unidad es el correspondiente a una profundidad de corte de 0,5 mm. Esto es debido a que para este valor de p se observa, en general, una menor cantidad de material adherido a las herramientas de corte (Figura 5.4), lo que hace que los resultados se aproximen a lo expuesto en [23]. Por otro lado, para valores de p de 1 y 2 mm, el coeficiente del avance se aleja más de esa linealidad, debido a una mayor presencia de material adherido en las herramientas (Figuras 5.5 y 5.6).

Sin embargo, para aleaciones con menor grado de plasticidad, el comportamiento observado es inverso, ya que en este caso la formación de BUL y BUE es similar para las distintas profundidades de corte, y la geometría de la huella se aproxima más al caso de un triángulo sólo cuando la relación filo rectilíneo/filo curvo es mayor [30].

Esta fuerte dependencia con respecto al avance, reflejada en un mayor valor del exponente, está de acuerdo con lo visto para otras aleaciones de aluminio en [6,9,10,18,23,24].

Por otro lado, los valores de los exponentes obtenidos para la velocidad de corte son bastante más pequeños que los obtenidos para el avance. Esto indica, en concordancia con lo observado, una menor dependencia de Ra respecto de v , coincidiendo con los resultados obtenidos para otras aleaciones de aluminio similares [6,9,10,18,23,24].

Los valores de estos exponentes, aunque bajos, son positivos. Esto indica un aumento del valor de Ra al aumentar v . La justificación de estos resultados es similar a la expuesta en apartados anteriores. El aumento de la velocidad de corte implica una cierta reducción del tamaño del BUE, lo que implica un aumento de Ra . En este sentido, es necesario puntualizar que esto no ocurre para todas las combinaciones de parámetros de corte ensayados, existiendo distintas tendencias, tal y como se ha comentado en el apartado 5.2.3.

5.2.4.2. Modelo paramétrico de Ra

De acuerdo con lo comentado anteriormente, la combinación de los modelos marginales $Ra(v,a)$ para cada profundidad de corte, permite integrar dicho parámetro en un modelo $Ra(a,v,p)$ como el indicado en (5.3). Los resultados obtenidos para las constantes, una vez ajustado el modelo a los datos experimentales, se recogen en la Tabla 5.11.

Tabla 5.11. Valores de las constantes obtenidas para el modelo paramétrico de Ra

K	4,48
x	0,10
y	0,86
z	0,06

Si se trasladan estos valores al modelo paramétrico potencial se obtiene la siguiente ecuación:

$$Ra = 4,48 \cdot v^{0,1} \cdot a^{0,86} \cdot p^{0,06} \quad (5.8)$$

Este modelo presenta un coeficiente de determinación ajustado del mismo orden que los marginales, por lo que se pueden establecer las mismas consideraciones.

Como se puede observar, los resultados obtenidos para los valores de los exponentes de la velocidad de corte y del avance son del orden del valor medio de los obtenidos para los modelos con p constante, por lo que los comentarios realizados para los modelos marginales siguen siendo válidos para el modelo general. Existe, por tanto, una fuerte dependencia con el avance, y una dependencia menor con la velocidad de corte, que se dejará notar en mayor medida para avances bajos. Estos valores eran previsibles, dada la escasa influencia de la profundidad de corte sobre el resultado de Ra obtenido, tal y como se puso de manifiesto en el apartado 5.2.3. Así, de acuerdo con esto, el valor del exponente obtenido para la profundidad de corte es muy bajo.

Este modelo facilita el uso de un criterio de maquinabilidad basado en la calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas, donde se puede prever el valor de Ra en función de los parámetros de corte utilizados, v , a , y p , para valores distintos de los ensayados, dentro del rango de valores estudiados. Es necesario remarcar que se trata del primer modelo, en el estudio de este tipo de aleaciones, que incorpora el efecto de la profundidad de corte.

Estos modelos se han obtenido para ensayos de 10 segundos de duración, por lo que se hace necesario ampliar el estudio con la realización de ensayos de mayor duración, que permitan confirmar estas tendencias.

5.3. Ensayos de mecanizado con longitud axial constante

En apartados previos se ha indicado la necesidad de ampliar los estudios realizados en los ensayos de corta duración, mediante la realización de ensayos de mayor duración, con el fin de confirmar las tendencias obtenidas. Para ello, se incorporará un parámetro adicional al estudio: la longitud axial de mecanizado, L .

Por otra parte, además de permitir analizar la evolución en el comportamiento de la morfología de la viruta, del estado de la herramienta y del valor de R_a a lo largo de L , este tipo de ensayos permite la obtención de datos acerca de las desviaciones macrogeométricas obtenidas durante el mecanizado. De este modo, se puede estudiar la evolución de las desviaciones de forma en función de los parámetros de corte. Asimismo, puede poner de manifiesto la necesidad o no de incorporar este tipo de desviaciones a la evaluación de la maquinabilidad basada en criterios de calidad superficial.

Tal y como se indicó en el capítulo 4, los valores de los parámetros de corte utilizados en los ensayos de larga duración han sido los mismos que los empleados en los ensayos de corta duración, con el objetivo de comparar los resultados obtenidos. Sin embargo, dada la escasa repercusión de la profundidad de corte sobre los resultados obtenidos en los ensayos previos, se ha optado por realizar los ensayos con profundidad de corte constante. Con ello se economizará tiempo en el estudio, dada la mayor duración de estos ensayos y el mayor número de medidas a realizar, tanto a escala microgeométrica como macrogeométrica. A este fin, se ha optado por seleccionar el valor intermedio de la profundidad de corte utilizada previamente, $p = 1$ mm.

De igual forma, se ha reducido el rango de valores de avance estudiados, dejando fuera el valor de 0,3 mm/r. Este alto valor del avance diluye la influencia de las alteraciones de la geometría de la herramienta por adhesión de material, como se puso de manifiesto en los ensayos de corta duración.

A continuación se presentan y analizan los resultados obtenidos en estos ensayos.

5.3.1. Análisis de la viruta obtenida

En la Figura 5.39 se muestra la morfología de la viruta obtenida en los ensayos de $L = 150$ mm y $p = 1$ mm, clasificada en función del avance y la velocidad de corte empleados. Además de las imágenes de la viruta recogida tras los ensayos, se muestran las imágenes de la forma en la que la viruta se genera durante el proceso de mecanizado.












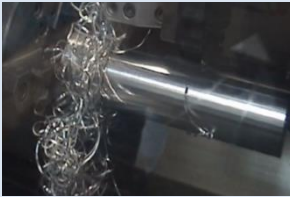



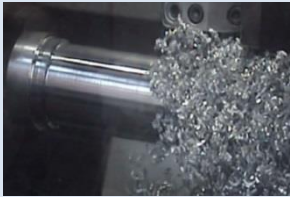
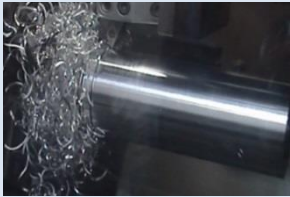




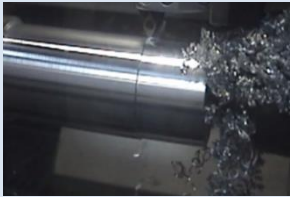
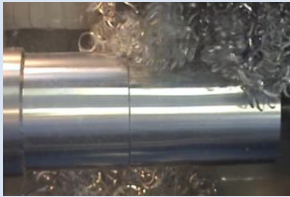

		$p = 1\text{ mm}$		
$v\text{ (m/min)}$		$a\text{ (mm/r)}$		
		0,05	0,1	0,2
40				
				
80				
				
170				
				
200				
				

Figura 5.39. Morfología de la viruta obtenida en los ensayos con $p = 1\text{ mm}$ y $L = 150\text{ mm}$

Como se desprende de una primera observación, se obtiene un tipo de viruta continua y formando nidos de viruta en todo el rango de velocidades de corte y avances ensayados.

Así, el ICV en todos los casos toma un valor de 3. Por ello, se ha obviado la inclusión del mismo en la Figura 5.39. Por tanto, la morfología de viruta obtenida es, en todos los casos, la más desfavorable posible desde el punto de vista del control y facilidad de evacuación.

Sin embargo, esto no ocurría para todas las combinaciones de v y a en los ensayos de corta duración ($t = 10$ s). En dichos ensayos se obtenía viruta con un ICV de valor 3 solo en el rango de las altas velocidades de corte (170 y 200 m/min) combinados con avances bajos (0,05 y 0,1 mm/r), y para el caso de la combinación de valores de v de 80 m/min y a de 0,05 mm/r. Para el resto de combinaciones se obtenía una viruta de tipo continua, de forma espiral o tubular, más larga cuánto mayor era la velocidad de corte seleccionada y menor el avance.

Estas diferencias tienen su explicación, por un lado, en los cambios que sufre la geometría de la herramienta a lo largo del proceso de corte, originados por la adhesión de material al filo de la herramienta. Estas modificaciones alteran las condiciones iniciales del corte, dando lugar a que la viruta adopte distintas morfologías a lo largo de la longitud de mecanizado, más o menos cambiantes en función de la evolución del proceso de adhesión de material a la herramienta.

Por otro lado, en los ensayos de corta duración se indicaba la existencia de una morfología de viruta de tipo inestable, tubular larga o helicoidal larga, a la cual se le asignó un ICV de 2. Inicialmente esta viruta no presentaba problemas en el control de su evacuación, si bien, conforme avanzaba el mecanizado, se iba volviendo inestable, dado el aumento de su longitud y su peso, favorecido por la falta de fragmentabilidad de la misma. Esta morfología de viruta presentaba una tendencia a golpear la pieza y a enredarse en ella. Este hecho no se llegaba a producir en los ensayos de corta duración, ya que no se alcanzaba la longitud de viruta suficiente. Sin embargo, sí tiene lugar en los ensayos de larga duración, donde se alcanzan longitudes de viruta suficientemente elevadas como para originar la aparición de nidos de viruta.

La combinación de ambos efectos, que aparecen en mayor o menor medida en función de la combinación de v y a adoptados, da lugar a la variación de la forma de la viruta a lo largo de la longitud de mecanizado, dándose en todos los casos la aparición de nidos de viruta en algún momento del proceso.

Tal y como se indicó en el capítulo 3, estos nidos de viruta afectarán de forma negativa al aspecto que presenta la superficie mecanizada al finalizar el proceso, dificultando, además, la evacuación de la nueva viruta que se va generando. La Figura 5.40. muestra una captura de video de uno de los mecanizados con L constante, donde se puede apreciar la generación del característico nido de viruta, así como su repercusión sobre el aspecto superficial de la superficie mecanizada.

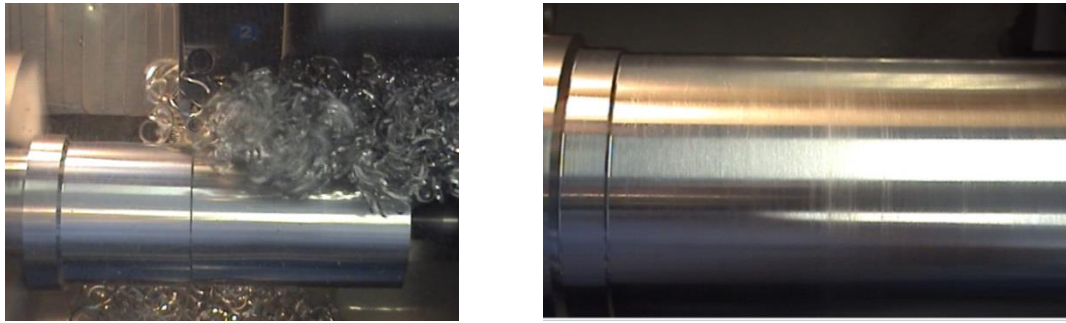


Figura 5.40. Formación de nido de viruta y aspecto de la superficie mecanizada, para el ensayo con $v = 200 \text{ m/min}$, $a = 0,1 \text{ mm/r}$ y $p = 1 \text{ mm}$

En la Figura 5.41 se muestra la evolución que sufre la morfología de la viruta a lo largo de L , en uno de los ensayos de realizados.

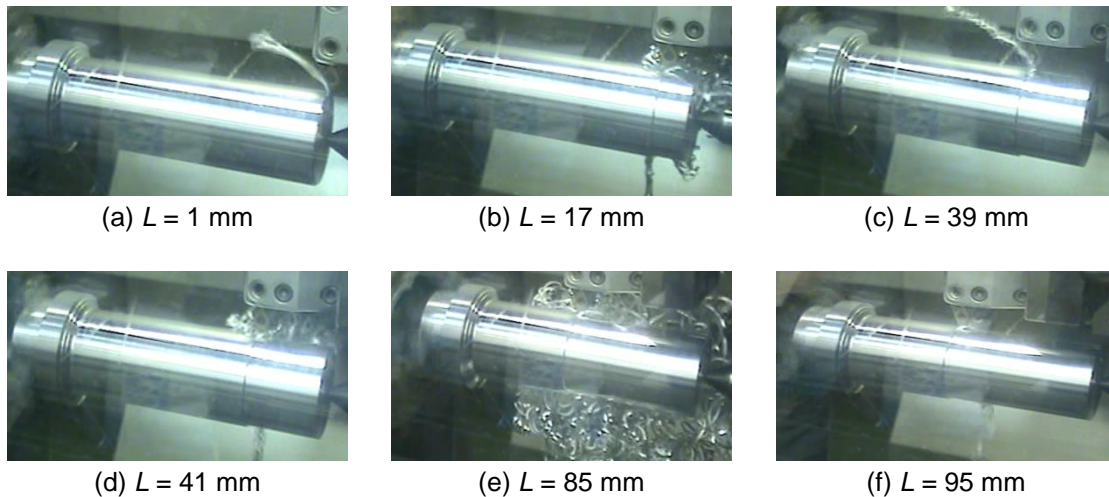


Figura 5.41. Evolución de la morfología de la viruta a lo largo de L , para el ensayo con $v = 40 \text{ m/min}$, $a = 0,05 \text{ mm/r}$ y $p = 1 \text{ mm}$

Como se puede observar, inicialmente la viruta adopta una forma de tipo helicoidal cónica larga, coincidiendo con la tipología observada en los ensayos de corta duración, Figura 5.41.a. A esta viruta se le puede asignar un ICV de 2. Sin embargo, conforme avanza el mecanizado, crece en longitud y peso, terminando por enredarse y formar un primer nido de viruta, Figura 5.41.b. La viruta generada adopta una forma arqueada conectada, pudiendo ser clasificada con un ICV de 3.

El peso de ese nido va aumentando con el tiempo de mecanizado, llegando a originar el desprendimiento completo del mismo. En ese instante comienza a obtenerse de nuevo viruta de tipo helicoidal cónica larga, Figura 5.41.c, comenzando de nuevo el proceso de crecimiento en longitud y generación de un nuevo nido de viruta, Figura 5.41.d, con morfología de viruta arqueada conectada.

Cuando el peso del nido es suficientemente grande se vuelve a desprender, Figura 5.41.e. Pero en esta ocasión la viruta no vuelve a adoptar una morfología

helicoidal, sino que se sigue generando con forma arqueada conectada. Esto es indicativo de que se ha producido una modificación de la geometría inicial de la herramienta, por la aparición de material adherido al filo.

Los nidos de viruta dificultan la evacuación de la viruta nueva que se va generando y, por tanto, dificultan la evacuación del calor de la zona de corte. Esto propicia la adhesión de material al filo de la herramienta.

Esta morfología se mantiene hasta el final, sin originar nuevos nidos de viruta, por lo que parece que la geometría de la herramienta no se ve alterada a partir de ese momento, Figura 5.41.f.

Circunstancias parecidas tienen lugar para los ensayos resultantes de combinar valores de a de 0,1 y 0,2 mm/r con valores de v de 40 y 80 m/min, así como valores de a de 0,2 mm/r con valores de v de 170 y 200 m/min. En estos casos, la aparición de fenómenos de adhesión va ganando protagonismo conforme se aumenta el avance, mientras que el fenómeno de aumento de longitud de la viruta se incrementa al aumentar la velocidad de corte.

Por tanto, para el rango de parámetros de corte estudiados, se obtienen en todos los casos viruta de tipo continua y con tendencia a la formación de nidos de viruta. Estos nidos dificultan la evacuación de la viruta y del calor generado en la zona de corte, lo que favorece la aparición de adhesión de material al filo de la herramienta y el cambio de la geometría inicial de la herramienta. Todas estas modificaciones repercutirán finalmente en la calidad del acabado superficial obtenido.

A la vista de estos resultados, y tal como se comentó en el apartado 5.2.3, se puede decir que no sería adecuado utilizar un criterio de maquinabilidad basado en la morfología de la viruta obtenida, para el caso de la aleación UNS A97075, en concordancia con lo comentado en el capítulo 3 para otras aleaciones de aluminio similares [5,6,11].

5.3.2. Análisis de la herramienta

En la Figura 5.42 se muestran macrografías SOM de la cara de desprendimiento y de la cara de incidencia de las herramientas utilizadas, clasificadas en función de la velocidad de corte y el avance aplicados.

Por otro lado, en la Figura 5.43 se muestra una comparativa de las macrografías SOM de la cara de desprendimiento de las herramientas utilizadas en los ensayos cortos y en los ensayos con L constante.

Al igual que ocurría en los ensayos de corta duración, en ambas figuras se puede apreciar que existe una incorporación de material mecanizado a la herramienta, en forma de BUL y BUE.



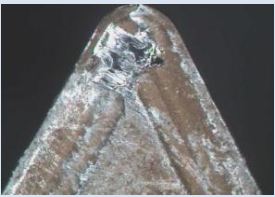
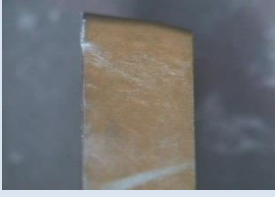


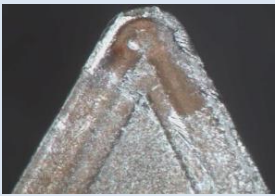
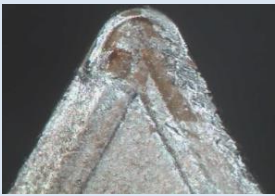










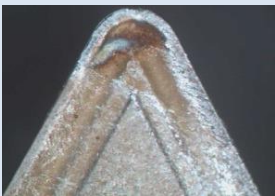
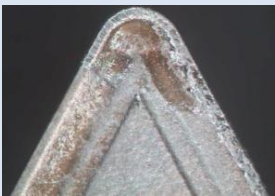




v (m/min)	p = 1 mm		
	a (mm/r)		
	0,05	0,1	0,2
40			
			
80			
			
170			
			
200			
			

Figura 5.42. Imágenes SOM de la cara de desprendimiento (30X) y de la cara de incidencia (15X-20X) de las herramientas utilizadas en los ensayos con $p = 1\text{ mm}$ y $L = 150\text{ mm}$



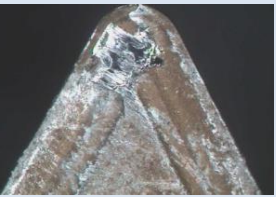
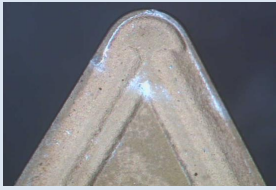

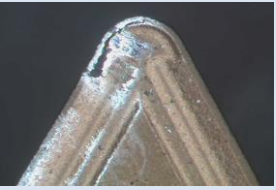










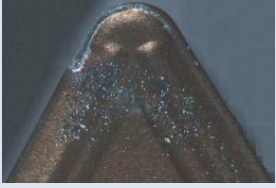


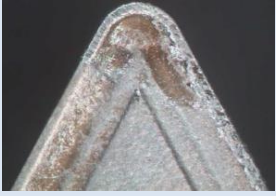




v (m/min)	Ensayo	$p = 1 \text{ mm}$		
		$a \text{ (mm/r)}$		
		0,05	0,1	0,2
40	$L = 150 \text{ (mm)}$			
	$t = 10 \text{ (s)}$			
80	$L = 150 \text{ (mm)}$			
	$t = 10 \text{ (s)}$			
170	$L = 150 \text{ (mm)}$			
	$t = 10 \text{ (s)}$			
200	$L = 150 \text{ (mm)}$			
	$t = 10 \text{ (s)}$			

Figura 5.43. Comparativa de las imágenes SOM (30X) de la cara de desprendimiento de las herramientas utilizadas en los ensayos con L constante y $t = 10 \text{ s}$, para $p = 1 \text{ mm}$

En estas figuras se observa cómo la cantidad de material adherido aumenta al aumentar los valores de avance empleados. Las herramientas utilizadas en los ensayos con valor de a de 0,2 mm/r son las que presentan la mayor cantidad de material adherido, mientras que para valores de 0,05 mm/r se observan las menores incorporaciones de material, aunque mayores que las obtenidas en los ensayos de corta duración.

Este hecho se produce de forma independientemente de la velocidad de corte empleada, de acuerdo con lo visto en el apartado 5.2.2 para los ensayos de corta duración. De hecho, no se aprecian diferencias sustanciales en la cantidad de material adherido a la herramienta al variar la velocidad de corte y mantener constante el avance.

Si se comparan las imágenes de las herramientas utilizadas en los ensayos de corta duración con las utilizadas en los ensayos con L constante (Figura 5.43) se observa que, por un lado, en los ensayos con L constante hay una mayor presencia de material adherido a la cara de desprendimiento de la herramienta (BUL), en todo el rango de valores de v y a ensayados. Este incremento de material adherido es más pronunciado conforme se aumenta el valor del avance.

Este hecho está relacionado con los cambios que se originan en la herramienta y en la morfología de la viruta conforme aumenta el tiempo de mecanizado. Por un lado, la adhesión de material provoca alteraciones en la geometría y en las propiedades de la herramienta. Este comportamiento es más pronunciado a avances altos, debido al aumento de la fuerza de corte, tal y como se ha comentado en apartados anteriores.

Estas alteraciones propician las condiciones para el crecimiento del BUE. Sin embargo, la elevada plasticidad del material hace que aquél no alcance un gran tamaño, originándose la extrusión del mismo por causas mecánicas, tal y como se comentó en apartados previos, observándose, por ello, una mayor cantidad de material en el caso de los ensayos largos. Todo parece indicar que este hecho se va repitiendo de forma cíclica a lo largo del mecanizado, originando cambios tanto en la geometría de la herramienta como en la morfología de la viruta.

Para confirmar esta hipótesis se ha procedido a caracterizar el material adherido a la herramienta mediante la realización de diversos análisis SEM y EDS, sobre diversas herramientas empleadas en los ensayos con L constante.

En concreto, la Figura 5.44 muestra la imagen SEM de una de las plaquitas utilizadas en los ensayos con $L = 150$ mm. En ella se ha seleccionado la zona 1, correspondiente a material adherido a la cara de desprendimiento de la herramienta (BUL), donde se observan capas de material con distintos espesores. En estas capas, se han seleccionado distintos puntos para el análisis de su composición mediante EDS, Figura 5.45.

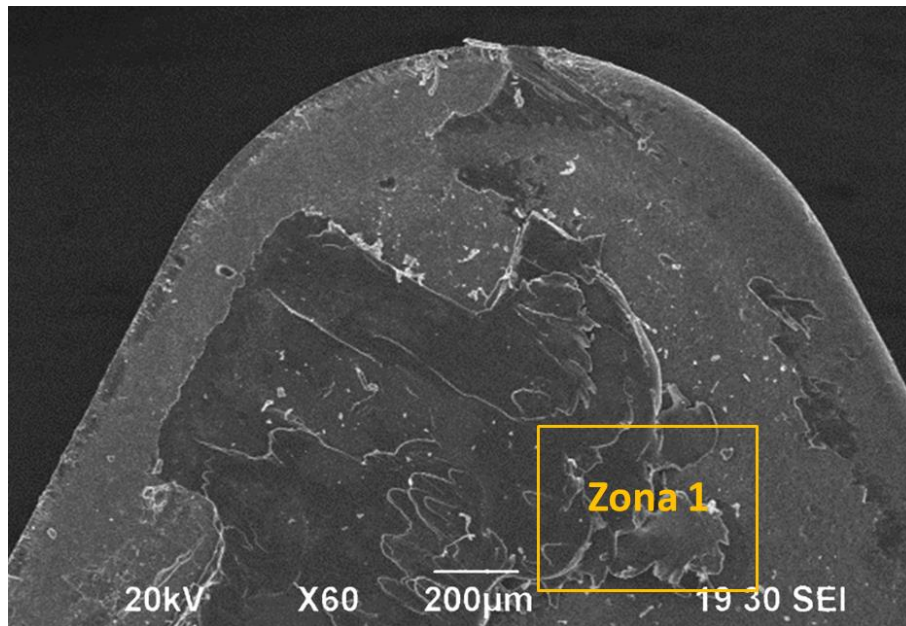


Figura 5.44. Imagen SEM de la plaquita utilizada en el ensayo con $v = 40$ m/min, $a = 0,2$ mm/r, $p = 1$ mm y $L = 150$ mm.

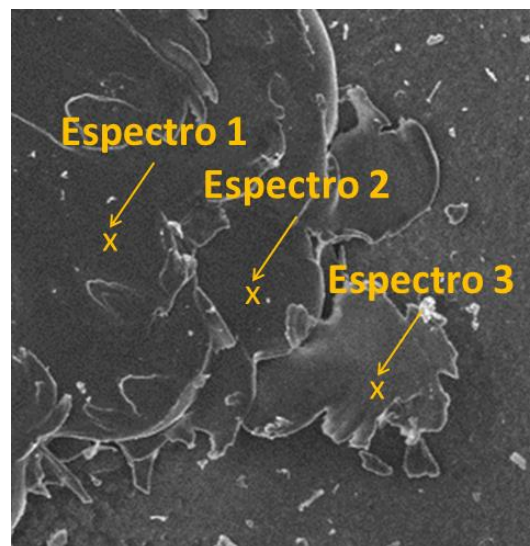


Figura 5.45. Selección de distintos puntos para su análisis mediante EDS, correspondientes al ensayo con $v = 40$ m/min, $a = 0,2$ mm/r, $p = 1$ mm y $L = 150$ mm

Los resultados obtenidos para cada espectro (Tabla 5.12) revelan una composición muy similar a la de la aleación en todos los puntos analizados. Esto respalda la hipótesis planteada con respecto a la formación del BUL secundario. El material que forma el BUE (composición próxima a la de la aleación) se extruye a lo largo de la cara de desprendimiento, formando un BUL secundario debido a causas mecánicas.

Este proceso se repite de forma cíclica a lo largo del proceso de mecanizado, dando lugar a distintas capas de BUL secundario (estratificado) con composición

próxima a la de la aleación mecanizada. Estos resultados se repiten en los análisis SEM y EDS realizados sobre el resto de los ensayos.

Tabla 5.12. Resultado del análisis para cada espectro EDS de la zona 1

		C	N	O	Mg	Al	Ti	Cu	Zn
Aleación	% masa	-	-	-	2,62	88,92	-	1,87	6,03
	% Aleante/Al	-	-	-	2,94	100	-	2,10	6,78
Zona 1	% masa	5,51	-	1,45	2,32	83,54	-	1,53	5,65
Espectro 1	% Aleante/Al	-	-	-	2,78	100	-	1,83	6,76
Zona 1	% masa	6,71	-	1,81	2,27	82,43	-	1,43	5,35
Espectro 2	% Aleante/Al	-	-	-	2,75	100	-	1,73	6,49
Zona 1	% masa	6,52	-	1,43	2,14	82,98	-	1,58	5,35
Espectro 3	% Aleante/Al	-	-	-	2,58	100	-	1,90	6,45

Retomando la comparación entre las herramientas empleadas en los ensayos de corta duración y en los ensayos con L constante, se observa que, tanto en la cara de desprendimiento como en la cara de incidencia existen indicios de un posible desgaste por abrasión, para todas las combinaciones de v y a ensayadas (Figura 5.42 y Figura 5.43), para los ensayos con L constante. Este hecho sólo era apreciable en los ensayos de corta duración cuando se obtenía un ICV de valor 3, teniendo lugar a avances bajos y velocidades de corte altas.

Sin embargo, tal y como se aprecia en la Figura 5.39, para todos los ensayos realizados para un valor de L de 150 mm se produce la aparición, en algún momento del mecanizado, de los nidos de viruta, y por tanto de viruta con ICV de valor 3. Estos nidos de viruta provocan un rozamiento de la viruta con la cara de desprendimiento y la cara de incidencia de la herramienta, dando lugar a este tipo de desgaste por abrasión, menos apreciable en los ensayos de corta duración.

Además, se puede observar que existe un cierto aumento de este desgaste conforme se aumenta el avance, siendo menos apreciables las variaciones al variar la velocidad de corte. Sólo para valores de a de 0,05 mm/r se aprecia un aumento de este desgaste al pasar de un valor de v de 40 a 80 m/min y de 170 m/min a 200/min. Esto es debido a que para este valor del avance, la reducción de la velocidad de corte retrasa el momento de aparición de los nidos de viruta, siendo menos prolongada su actuación.

Finalmente, la inestabilidad mecánica del BUE, unido a la formación de nidos de viruta, hace que el material adherido al filo de la herramienta se desprenda con frecuencia, volviendo a aparecer de forma progresiva, repitiéndose este proceso de forma cíclica [13,28]. Este hecho explicará la aparición de ciertas oscilaciones con respecto a la línea de tendencia media en la evolución de Ra con L , que se comentarán con posterioridad.

De este modo, la Figura 5.46 muestra las imágenes obtenidas por microscopía electrónica de barrido (SEM) de dos herramientas correspondientes a los ensayos con

estos parámetros de corte, para un tiempo de mecanizado de $t = 10$ s y $t > 10$ s, respectivamente.

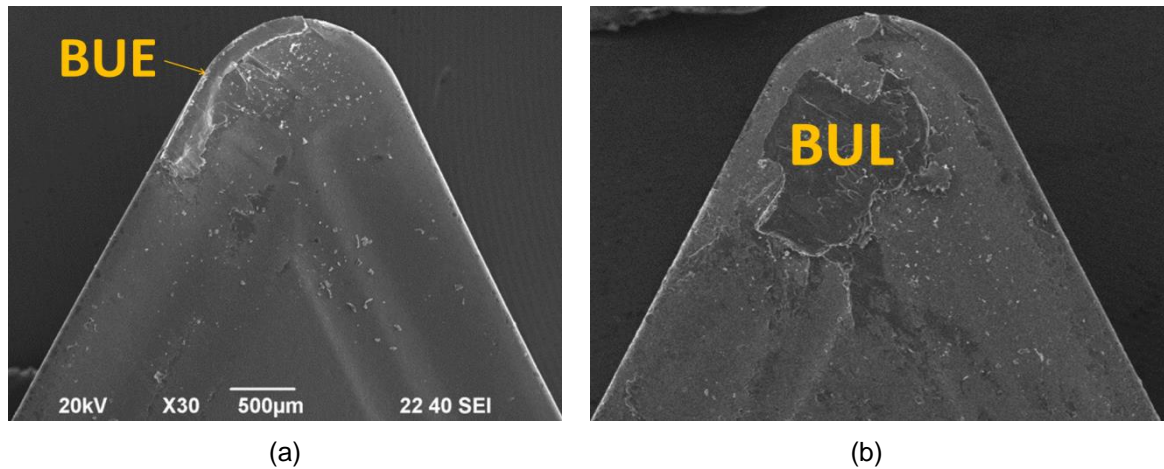


Figura 5.46. Imágenes SEM del filo de la herramienta para ensayos con $v = 40$ m/min y $a = 0,2$ mm/r, para $t = 10$ s (a) y para $t > 10$ s (b)

En ella se puede observar cómo para el caso de $t = 10$ s el BUE ya se ha formado, mientras que para la plaquita con $t > 10$ s se aprecia claramente que el BUE es más pequeño, siendo el BUL más pronunciado. Esto indica que en algún momento este filo se ha tenido que desprender, originando alteraciones geométricas que afectarán a la evolución de Ra a lo largo de L . Estos resultados se pueden confirmar mediante la realización de un análisis EDS del material adherido a la herramienta en ambos casos.

De este modo, en la Figura 5.47 se muestra una imagen SEM correspondiente a la herramienta usada en el ensayo de $t = 10$ s, donde se indica el punto seleccionado para su análisis EDS (espectro 1).

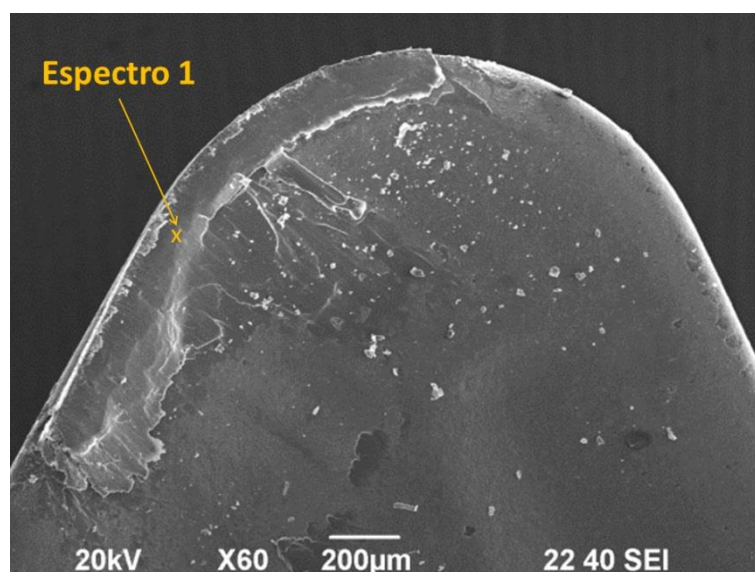


Figura 5.47. Imagen SEM del filo de la herramienta para el ensayo con $v = 40$ m/min y $a = 0,2$ mm/r, para $t = 10$ s.

El punto seleccionado para su análisis se encuentra situado en una zona próxima al filo de la herramienta, donde se observa adhesión de material (BUE). En la Tabla 5.13 se muestran los resultados obtenidos en el análisis EDS de dicho punto.

Tabla 5.13. Resultados del análisis EDS obtenidos para el espectro 1, para el ensayo con $v = 40$ m/min y $a = 0,2$ mm/r, para $t = 10$ s

		C	N	O	Mg	Al	Ti	Cu	Zn
Aleación	% masa	-	-	-	2,62	88,92	-	1,87	6,03
	% Aleante/Al	-	-	-	2,94	100	-	2,10	6,78
Espectro 1	% masa	7,31	-	2,03	2,18	82,01	-	1,23	5,24
	% Aleante/Al	-	-	-	2,65	100	-	1,49	6,38

Los resultados muestran como el material adherido presenta una proporción de aleantes respecto del aluminio similar a la que presenta la aleación mecanizada, con una cierta pérdida de intermetálicos de Cu. Se trata por tanto de BUE adherido por efectos mecánicos, tal y como se comentó en apartados previos.

Por otro lado, en la Figura 5.48 se muestra una imagen SEM de la herramienta utilizada para el ensayo con $t > 10$ s. En ella se han seleccionado distintos puntos para su análisis mediante EDS (espectros 1, 2 y 3). Estos puntos se encuentran situados en una zona similar a la seleccionada para el ensayo de corta duración, próxima al filo de la herramienta.

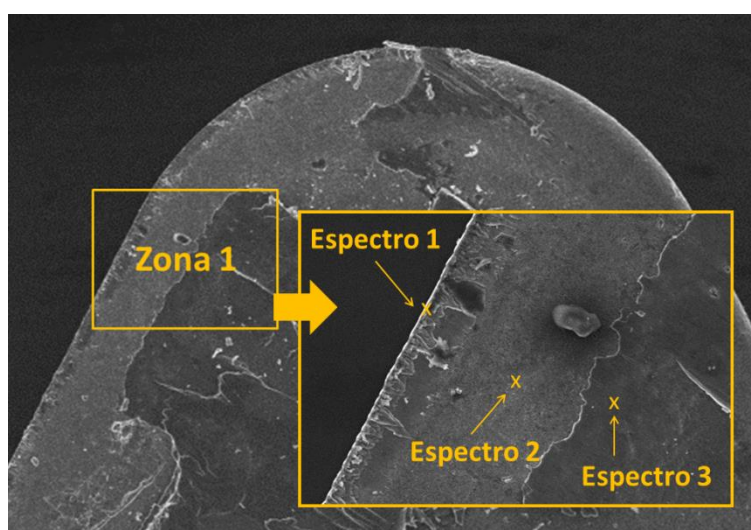


Figura 5.48. Imagen SEM del filo de la herramienta para el ensayo con $v = 40$ m/min y $a = 0,2$ mm/r, para $t > 10$ s

En la Tabla 5.14 se presentan los resultados obtenidos en el análisis EDS correspondiente a los distintos espectros de la zona 1 (espectros 1, 2 y 3 de la Figura 5.48).

Tabla 5.14. Resultados del análisis EDS obtenidos para los distintos espectros de la zona 1, para el ensayo con $v = 40$ m/min y $a = 0,2$ mm/r, para $t > 10$ s

		C	N	O	Mg	Al	Ti	Cu	Zn
Aleación	% masa	-	-	-	2,62	88,92	-	1,87	6,03
	% Aleante/Al	-	-	-	2,94	100	-	2,10	6,78
Zona 1 Espectro 1	% masa	8,02	-	4,12	2,12	79,01	-	1,43	5,30
	% Aleante/Al	-	-	-	2,68	100	-	1,80	6,70
Zona 1 Espectro 2	% masa	-	20,36	-	-	6,13	73,51	-	-
	% Aleante/Al	-	-	-	-	-	-	-	-
Zona 1 Espectro 3	% masa	7,46	-	2,35	2,18	81,09	-	1,48	5,44
	% Aleante/Al	-	-	-	2,68	100	-	1,82	6,70

Estos resultados muestran cómo el espectro 1 y el 3 (Figura 5.48) presentan una composición similar a la de la aleación de partida. Por tanto se trata de material adherido por efectos mecánicos. En el caso del espectro 3, se trata de un primer BUE que por extrusión se ha extendido a lo largo de la cara de desprendimiento, formando un nuevo BUL. En el caso del espectro 1, se trata del crecimiento de un nuevo BUE en el filo de la herramienta.

Finalmente, la composición del espectro 2 (Figura 5.48) se corresponde con la composición del recubrimiento de la herramienta. Así, en la zona donde en los ensayos cortos existía BUE, ahora no existe material adherido. Por tanto, se ha tenido que producir un desprendimiento del BUE en algún momento del mecanizado y, de nuevo, se está volviendo a formar, coincidiendo con lo comentado en el apartado 5.2.2.

Todas estas alteraciones, y su evolución en el tiempo, deben tener un reflejo en la calidad de acabado superficial de las piezas cilindradas.

5.3.3. Desviaciones microgeométricas

En la Tabla 5.15 se muestran los resultados obtenidos en la medida de R_a para cada ensayo, en función de los valores de los parámetros de corte empelados. Al resultado obtenido de R_a se le ha denominado R_a medio del ensayo, $R_{a_{medio}}$.

Se trata de un valor que se obtiene promediando los valores obtenidos de R_a en cuatro generatrices equidistantes de la probeta mecanizada, para cada uno de los tramos considerados, y promediando finalmente el valor obtenido para cada tramo a lo largo de L , tal y como se indicó en el capítulo 4. Por tanto, es un valor que diluye el efecto de la longitud axial de mecanizado sobre R_a , pero que permite realizar una primera aproximación al comportamiento general medio del ensayo y realizar una primera comparación con los resultados obtenidos en los ensayos cortos.

A partir de los datos de calibración recogidos en el Anexo B y de las ecuaciones (4.1) y (4.2) se ha procedido a la obtención de las correspondientes

incertidumbres de medida de Ra_{medio} y a la aplicación de las correspondientes correcciones sistemáticas. Finalmente, se ha seleccionado el valor máximo de las incertidumbres obtenidas como incertidumbre aplicada, tomando un valor de $U = \pm 0,19 \mu\text{m}$ ($k = 2$).

Tabla 5.15. Valores medios de Ra obtenidos en los ensayos con $p = 1 \text{ mm}$ y $L = 150 \text{ mm}$

v (m/min)	a (mm/r)	Ra_{medio} (μm)
40	0,05	0,53
	0,1	0,60
	0,2	2,08
80	0,05	0,44
	0,1	0,57
	0,2	2,09
170	0,05	0,58
	0,1	0,70
	0,2	1,44
200	0,05	0,62
	0,1	0,55
	0,2	1,49

Estos resultados se han trasladado a dos gráficas (Figuras 5.49 y 5.50) que permiten ver la evolución del valor de Ra_{medio} del ensayo en función de los valores de los parámetros de corte empleados. En la Figura 5.49 se muestra la evolución de este parámetro en función del avance, para cada velocidad de corte ensayada. En la Figura 5.50 se muestra su evolución en función de la velocidad de corte, para cada avance considerado.

De una primera observación de los resultados recogidos en la Tabla 5.15 y representados en la Figuras 5.49 y 5.50 se desprende que el parámetro que más influye sobre Ra es el avance. Los máximos valores de Ra se obtienen para valores de a de 0,3 mm/r, independientemente del valor de v utilizado, pudiendo llegar a existir una diferencia de entre 4 y 5 veces el valor de Ra en función del avance empleado.

Además, los resultados obtenidos para valores de a de 0,05 y 1 mm/r muestran una tendencia a la convergencia, de forma independiente a v , encontrando para estos avances los resultados más bajos en el valor de Ra .

Si comparamos estos resultados con los obtenidos en los ensayos de corta duración se puede ver cómo, en primer lugar, los valores de Ra obtenidos son algo menores. Al tratarse en el caso de los ensayos largos de valores promediados, estos resultados indican una cierta reducción del valor de Ra a lo largo de L , tal y como se pondrá de manifiesto con posterioridad. Por otro lado, los valores de Ra para avances

bajos presentan una mayor tendencia a la convergencia que en el caso de los ensayos cortos, sobre todo para el caso de valores de a de 0,1 mm/r.

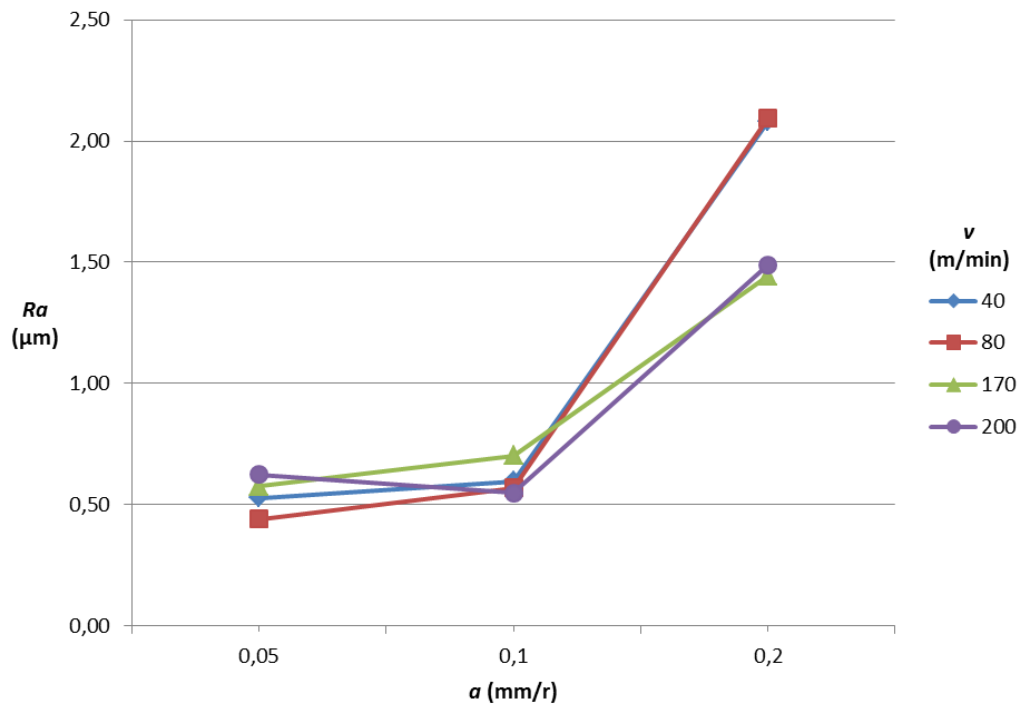


Figura 5.49. Evolución de $Ra_{medio} = f(a)$, para $p = 1$ mm y $L = 150$ mm

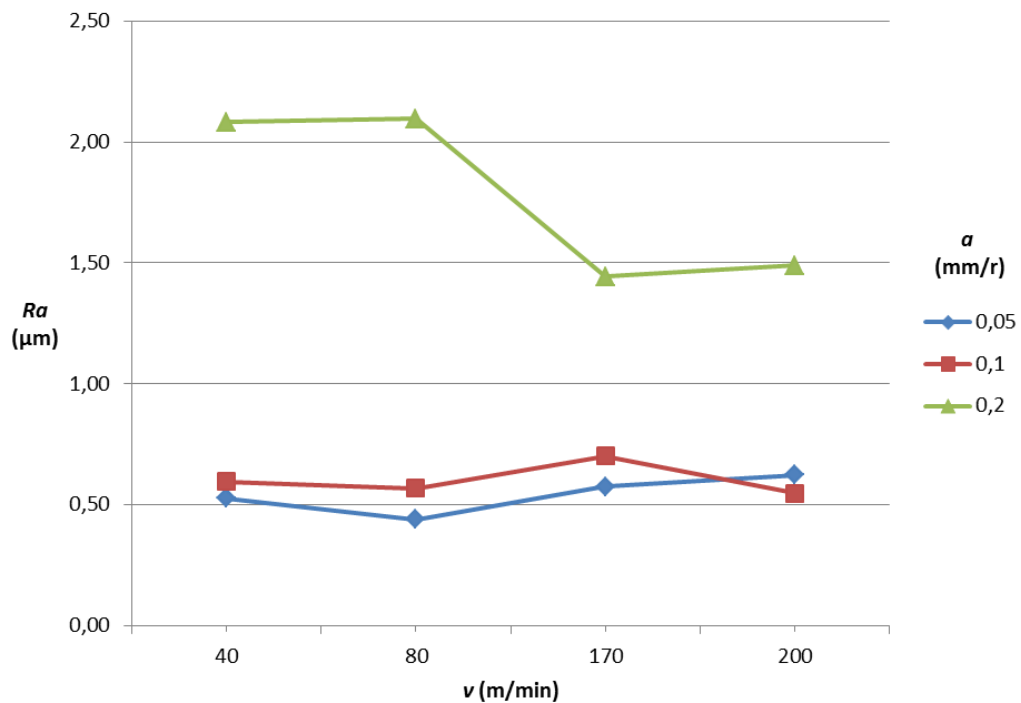


Figura 5.50. Evolución de $Ra_{medio} = f(v)$, para $p = 1$ mm y $L = 150$ mm

Además, para valores de a de 0,2 mm/r se observa un aumento del valor de Ra en el rango de velocidades de corte bajas y una reducción en el rango de velocidades de corte altas, respecto a los resultados obtenidos en los ensayos cortos.

En cuanto a la velocidad de corte, su influencia sobre el valor de Ra es menor que la del avance, coincidiendo con los resultados obtenidos en los ensayos cortos. En este sentido, esta influencia se deja notar menos en el rango de avances bajos (0,05 y 0,1 mm/r), mientras que la influencia es algo mayor para valores de a de 0,2 mm/r.

Las diferencias encontradas respecto de los ensayos cortos tienen su origen en las distintas alteraciones que sufre la geometría de la herramienta a lo largo del mecanizado, debido a los procesos de adhesión de secundaria, como se justificará más adelante. Además, hasta ahora se han utilizado valores promedio de Ra a lo largo de L para comparar resultados con los ensayos cortos. Por ello, es conveniente realizar un análisis más detallado de la evolución de Ra a lo largo de L .

De este modo, en la Tabla 5.16 se muestran los valores obtenidos de Ra en función de los valores de los parámetros de corte utilizados, así como en función de la longitud axial de mecanizado, L . El valor de Ra mostrado corresponde al valor medio obtenido en la medida sobre cuatro generatrices equidistantes de cada tramo considerado.

Tabla 5.16. Valores de Ra obtenidos en cada tramo L_i , en ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm

v (m/min)	a (mm/r)	L _i (mm)						Ra _{medio} (μm)
		12,5	37,5	62,5	87,5	112,5	137,5	
		Ra (μm)						
40	0,05	0,62	0,62	0,55	0,55	0,43	0,40	0,53
	0,1	0,71	0,76	0,74	0,56	0,41	0,39	0,60
	0,2	1,81	1,94	2,41	2,17	2,00	2,17	2,08
80	0,05	0,57	0,57	0,45	0,42	0,34	0,31	0,44
	0,1	0,51	0,69	0,64	0,56	0,52	0,50	0,57
	0,2	2,18	2,13	2,07	2,08	2,07	2,04	2,09
170	0,05	0,77	0,67	0,62	0,53	0,47	0,40	0,58
	0,1	0,83	0,81	0,79	0,66	0,60	0,55	0,70
	0,2	1,50	1,50	1,45	1,40	1,43	1,39	1,44
200	0,05	0,74	0,75	0,67	0,58	0,51	0,50	0,62
	0,1	0,58	0,56	0,55	0,55	0,53	0,52	0,55
	0,2	1,49	1,50	1,48	1,48	1,51	1,49	1,49

Los resultados expuestos en la Tabla 5.16 se han llevado a una serie de gráficas (Figuras 5.51 a 5.57) en las que se representa la evolución de Ra en función de L . Estas figuras ponen de manifiesto que las tendencias observadas para el valor de Ra medio del ensayo en función de a y v son extrapolables a cada tramo, considerado de forma individual.

Así, en las Figuras 5.51, 5.52, 5.53 y 5.54 se muestran las gráficas con la evolución del valor de Ra en función de L , considerando el avance constante, para cada velocidad de corte ensayada.

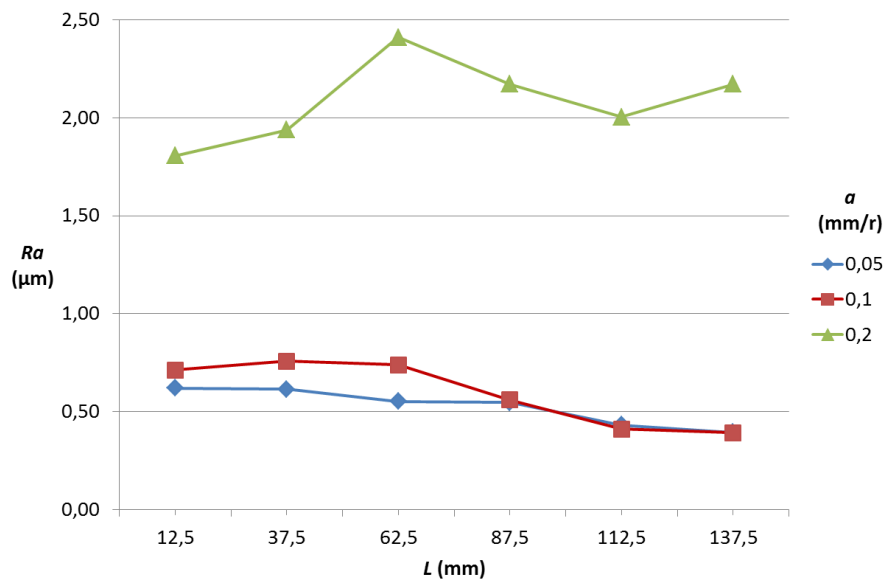


Figura 5.51. Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $v = 40$ m/min y $p = 1$ mm

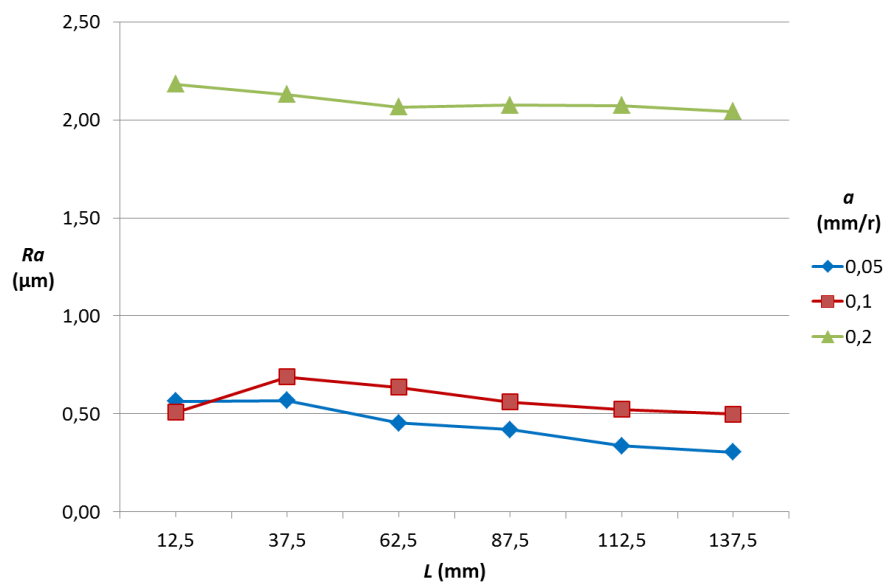


Figura 5.52. Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $v = 80$ m/min y $p = 1$ mm

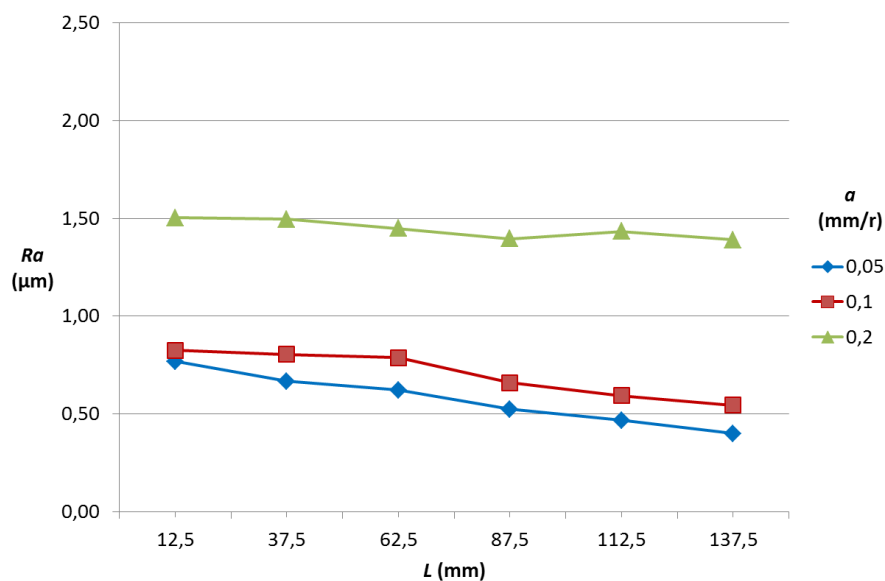


Figura 5.53. Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $v = 170$ m/min y $p = 1$ mm

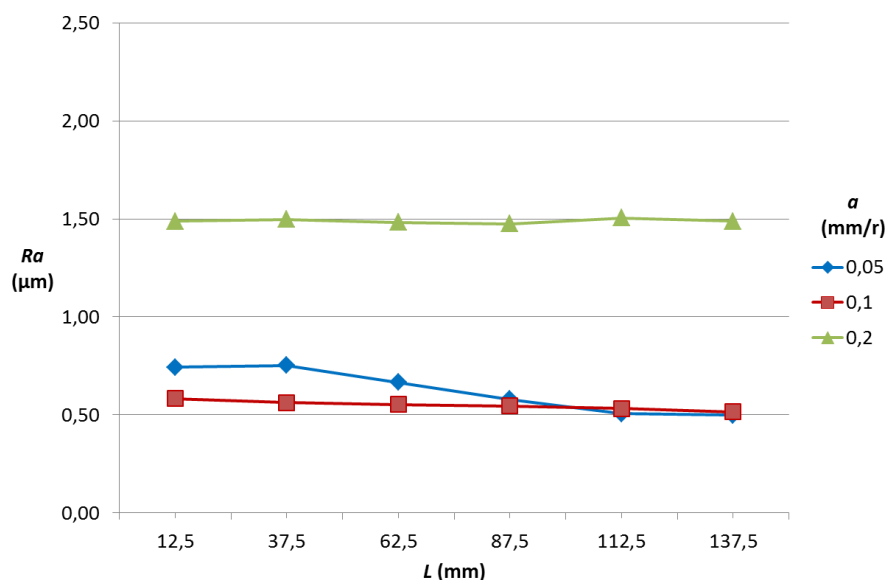


Figura 5.54. Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $v = 200$ m/min y $p = 1$ mm

Los resultados indican que, independientemente del valor de L , el parámetro que más influye sobre Ra es el avance. En esto coincide con los resultados obtenidos en los ensayos de corta duración.

Los mayores valores de Ra se obtienen para valores de a de 0,2 mm/r, reduciéndose de forma considerable el valor de Ra al reducir el avance a valores de 0,1 y 0,05 mm/r. Las diferencias encontradas en los valores de Ra al aplicar estos dos últimos avances son pequeñas. Estas tendencias se mantienen de forma independiente del valor de v considerado.

En este sentido, en el rango de velocidades de corte bajas, 40 y 80 m/min (Figura 5.51 y 5.52) los valores de Ra obtenidos para avances de 0,2 mm/r llegan a

ser entre 4 y 5 veces superiores a los obtenidos para valores de a de 0,05 y 0,1 mm/r. Para el rango de velocidades de corte más altas, 170 y 200 m/min (Figura 5.53 y 5.54) esta diferencia es algo menor, obteniéndose, en cualquier caso, valores de Ra entre 2 y 3 veces superiores para el caso de avances de 0,2 mm/r respecto de los valores de avance más bajos (0,05 y 0,01 mm/r).

En las Figuras 5.55, 5.56 y 5.57 se muestran las gráficas con la evolución de Ra en función de L , considerando la velocidad de corte constante, para cada valor de avance ensayado.

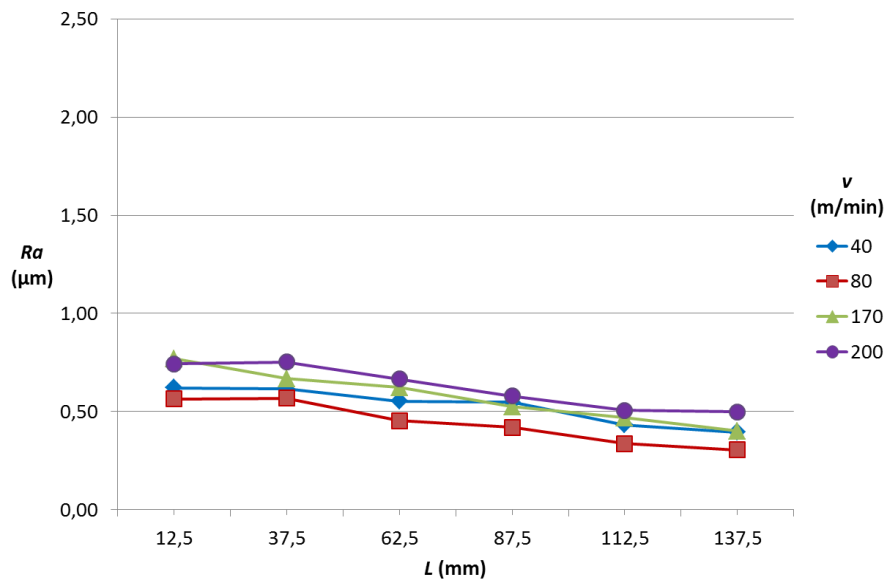


Figura 5.55. Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $a = 0,05$ mm/r y $p = 1$ mm

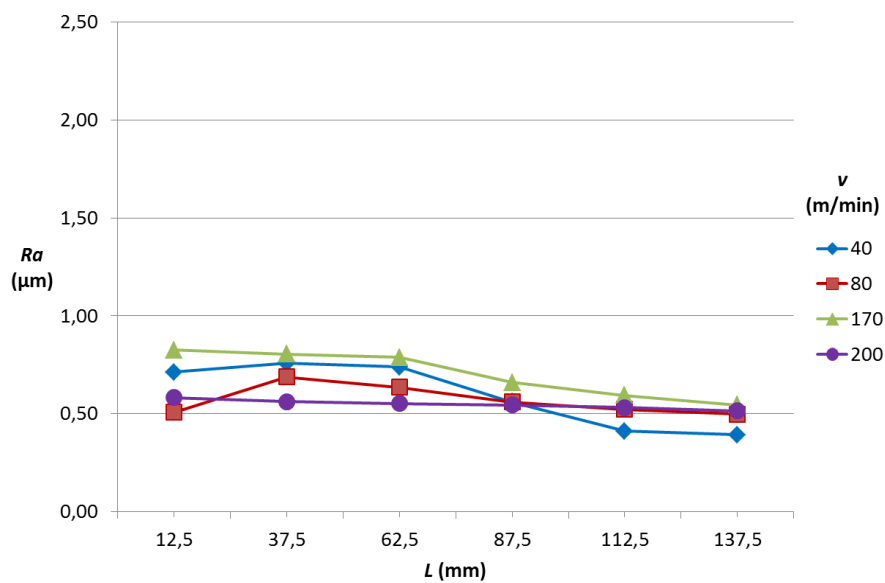


Figura 5.56. Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $a = 0,1$ mm/r y $p = 1$ mm

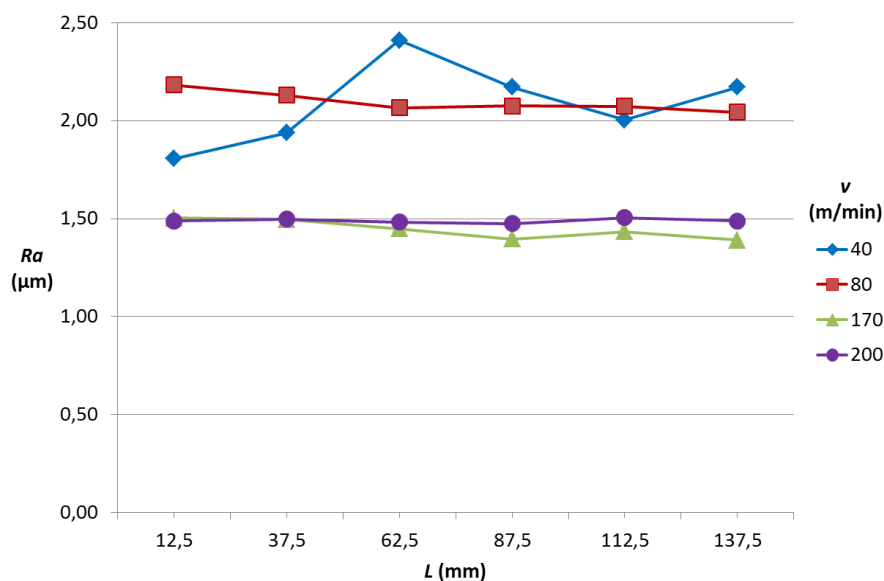


Figura 5.57. Evolución de $Ra = f(L)$, en los ensayos con $a = 0,2$ mm/r y $p = 1$ mm

En ellas se puede observar cómo la influencia de v sobre Ra es mucho menor que la influencia de a , coincidiendo con lo observado en los ensayos cortos.

Para valores de a de 0,05 mm/r (Figura 5.55), los mayores valores de Ra se obtienen en el rango de altas velocidades de corte consideradas, presentando una tendencia a reducirse al pasar de valores de v de 200 m/min a 170 m/min. Los valores obtenidos en el rango de bajas velocidades de corte son algo menores, presentando una tendencia Ra a reducirse al pasar de valores de v de 40 m/min a 80 m/min.

Para valores de a de 0,1 mm/r (Figura 5.56) los peores resultados de Ra se obtienen para valores de v de 170 y 40 m/min, hasta la mitad de L . A partir de ese punto, estos valores de Ra tienden a igualarse a los obtenidos para valores de v de 200/min y 80 m/min.

Para el caso del mayor avance, 0,2 mm/r (Figura 5.57), se obtienen los mayores valores de Ra para el rango de las velocidades de corte bajas (40 y 80 m/min).

No obstante, tal y como se ha comentado anteriormente, hay que destacar que las diferencias obtenidas en los valores Ra al variar la velocidad de corte son bastante menores que las obtenidas al considerar las variaciones del avance. Las máximas diferencias no superan 1,7 veces el valor de Ra , frente a las diferencias obtenidas al variar el avance que, tal y como se ha comentado, pueden alcanzar valores próximos a 5 veces el valor de Ra .

Finalmente, se observa que, en general, el valor de Ra muestra una tendencia a decrecer con L . Además, se puede apreciar como esta reducción es más significativa para el caso de los valores de avance bajos. Para estos avances (0,05 y 0,1 mm/r) se observan reducciones de Ra de entre el 30% y el 40% del valor inicial. Para el caso de valores de a de 0,2 mm/r esta reducción no es tan significativa,

estando en torno al 10%. Estos resultados están en concordancia con los obtenidos en estudios realizados sobre aleaciones similares [13,28].

No obstante, se observa algún comportamiento en la evolución de Ra con L que difiere de la tendencia media, como el encontrado para el ensayo realizado con un valor de v de 40 m/min y un valor de a de 0,2 mm/r. Para este caso se observan oscilaciones en los valores de Ra a lo largo de L , presentando en algunos tramos tendencia a aumentar y en otros a reducirse. Así, las diferencias en los valores obtenidos de Ra pueden llegar al 40%, dependiendo del tramo considerado.

Los resultados obtenidos en los ensayos de larga duración se pueden explicar teniendo en cuenta, por un lado, la dependencia geométrica del parámetro Ra con respecto al avance [23] y, por otro, teniendo en cuenta las modificaciones geométricas que sufre la herramienta durante el proceso de corte.

Si se observa la Figura 5.42, donde se muestran imágenes del estado del filo de corte al final del proceso de mecanizado, para cada combinación de velocidad de corte y avance ensayada, se puede comprobar cómo en todas las imágenes se aprecia la incorporación de material mecanizado a la herramienta, en forma de filo recrecido (BUE) y/o de capa adherida (BUL).

Tal y como se comentó en los ensayos de corta duración, la aparición de BUL y BUE da lugar a una alteración de la geometría inicial de la herramienta que repercute en la calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas [13-16].

En el apartado 5.3.2 se comentó cómo la cantidad de material adherido a la herramienta iba en aumento al aumentar el valor del avance, observándose una mayor cantidad de material adherido para valores de a de 0,02 mm/r. Además, la influencia de v en la presencia de BUL y BUE era menos apreciable. Sólo en el rango de avances bajos (0,01 y 0,05 mm/r) se observa una mayor cantidad de material adherido en el rango de las bajas velocidades de corte (40 y 80 m/min).

La aparición de material adherido a la herramienta explica la tendencia general de reducción de Ra a lo largo de L . El factor que más influye es el BUE. Tal y como se comentó en el apartado 5.2.2, y de acuerdo con [13,28,31], su presencia origina una reducción del ángulo de posición del filo principal de corte y la consecuente reducción del área que determina el valor de Ra .

El valor de Ra se ve modificado de forma más sensible ante estas alteraciones geométricas cuando se aplican valores de avance más bajos, tal y como se muestra en la Figura 5.58. Esto explica las reducciones de Ra con L y que estas reducciones sean superiores en el rango de avances bajos.

A esto hay que añadir que con valores de a bajos la incorporación de material a la herramienta tiene lugar de una forma más progresiva, mientras que su incorporación es prácticamente inmediata en el rango de avances altos. Este hecho se puede

constatar si se comparan las imágenes de los filos de las herramientas de los ensayos con $L = 150$ mm con las obtenidas en los ensayos de duración $t = 10$ s, Figura 5.59.

Además, tal y como se comentó en el apartado 5.3.2, el BUE suele ser inestable a lo largo del proceso de mecanizado, desprendiéndose con frecuencia, y volviendo a aparecer de forma progresiva, repitiéndose este proceso de forma cíclica [13,28]. Esto explica la aparición de oscilaciones en la evolución de Ra con L , como la comentada para el caso de valores de a de 0,02 mm/r y valores de v de 40 m/min.

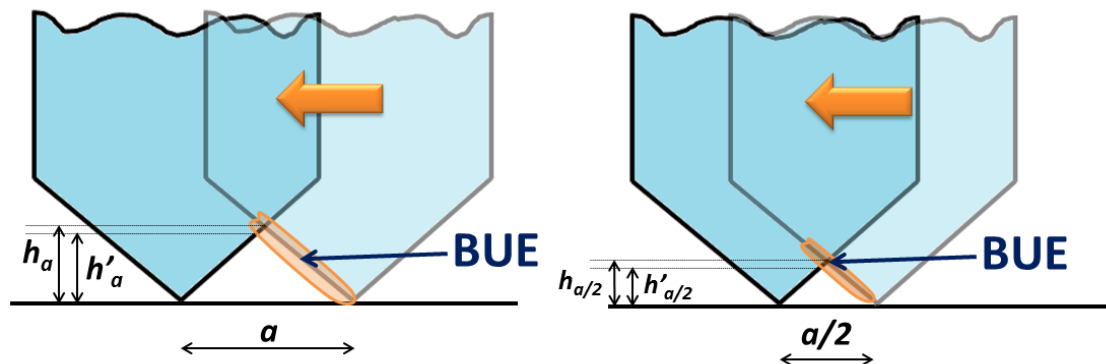
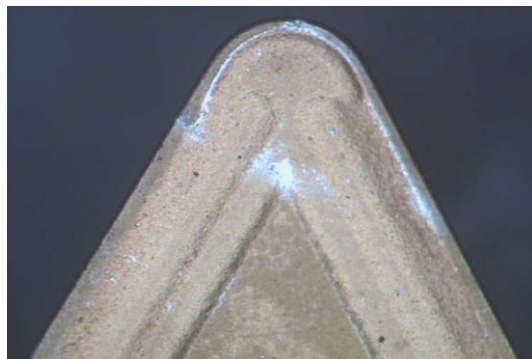


Figura 5.58. Influencia del avance y de la aparición de BUE en el valor de Ra



$v = 40$ m/min ; $a = 0,05$ mm/r
 $t = 10$ s



$v = 80$ m/min; $a = 0,2$ mm/r
 $t = 10$ s



$v = 40$ m/min; $a = 0,05$ mm/r
 $t > 10$ s; $L = 150$ mm



$v = 80$ m/min; $a = 0,2$ mm/r
 $t > 10$ s; $L = 150$ mm

Figura 5.59. Imágenes SOM (30X) de la herramienta para alguno de los ensayos de duración $t = 10$ s y $t > 10$ s, con $p = 1$ mm

5.3.4. Modelos paramétricos para las desviaciones microgeométricas

De forma similar a lo que ocurría en los ensayos de corta duración, los resultados obtenidos sugieren la búsqueda de un modelo paramétrico que permita predecir el valor de Ra en función de los valores de los parámetros de corte utilizados, v y a . De igual forma, y de acuerdo con lo comentado en el apartado 5.2.4, el comportamiento de Ra frente a v y a se suele ajustar bastante bien a modelos de tipo potencial, similares al expuesto en la ecuación (5.1).

En primer lugar se ha procedido a la obtención de estos modelos para cada tramo ensayado, L_i , dejando fuera de dicho modelo la influencia de la longitud de mecanizado (o del tiempo de mecanizado). Finalmente se ha procedido a incorporar este parámetro al modelo potencial.

5.3.4.1. Modelos marginales de Ra en función de v y a para cada tramo

De igual forma que en los ensayos de corta duración, los datos experimentales obtenidos para $Ra(v,a)$ en cada tramo considerado L_i (Tabla 5.16) se pueden ajustar a un modelo de tipo potencial del tipo:

$$Ra = K_{L_i} \cdot v^{x_{L_i}} \cdot a^{y_{L_i}} \quad (5.9)$$

donde K_{L_i} , x_{L_i} y y_{L_i} son constantes que dependen de la longitud axial de mecanizado L_i en cada tramo considerado.

Los valores de las constantes, una vez ajustado el modelo a los datos experimentales, se recogen en Tabla 5.17:

Tabla 5.17. Valores de las constantes de los modelos marginales de $Ra = f(v,a)$, para los ensayos con $L = 150$ mm

K_{L_i}	x_{L_i}	y_{L_i}	L_i (mm)
4,33	0,00	0,68	12,50
6,20	-0,06	0,71	37,50
9,16	-0,09	0,84	62,50
8,29	-0,07	0,88	87,50
6,43	0,03	1,00	112,50
7,80	0,01	1,07	137,50

Estos resultados muestran que el exponente del avance es mayor que el de la velocidad de corte, lo que implica una elevada dependencia del valor de Ra respecto del avance, para todos los tramos ensayados, siendo la influencia de la velocidad de corte menor, de acuerdo con lo comentado en el apartado 5.2.4 para los ensayos de corta duración.

A pesar de la existencia de cierta dispersión en los datos, estos modelos presentan un coeficiente de determinación ajustado razonable (del orden de 0.75) lo que permite aceptar el ajuste a estos modelos.

La Figura 5.60 muestra la evolución de los exponentes de la velocidad de corte y del avance con la longitud axial de mecanizado.

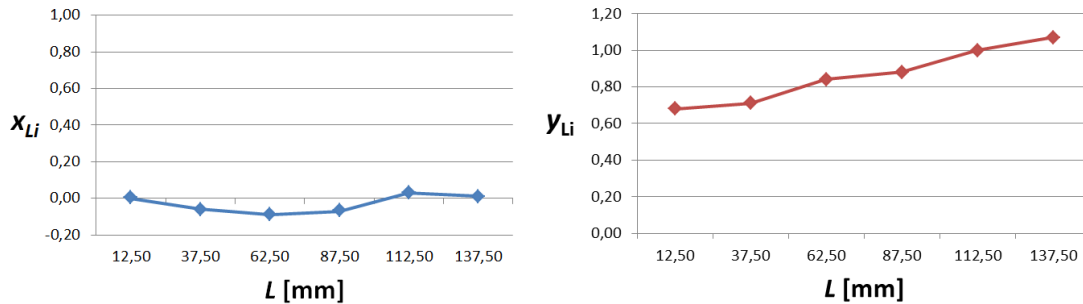


Figura 5.60. Evolución de los exponentes de v y a en función de L en los modelos marginales de $Ra = f(v, a)$

En esta figura se puede ver como la variación del exponente de la velocidad de corte es muy pequeña a lo largo de L , mientras que el del avance va aumentando de forma prácticamente lineal con L . Esto implica un aumento de la importancia del avance frente a la velocidad de corte conforme aumenta L . Esto se debe a la elevada influencia del avance en la aparición de material adherido a la herramienta, tal y como se ha indicado anteriormente.

5.3.4.2. Modelo paramétrico de Ra en función de a , v y t

Tal y como se ha procedido para la profundidad de corte, se pueden combinar los modelos marginales $Ra(v, a)$ para cada L_i , integrando la longitud axial de mecanizado, L , en un modelo $Ra(v, a, L)$. Suponiendo que $Ra(L)$ también presenta una dependencia potencial, se propone, de igual forma, un modelo paramétrico potencial.

Dado que los diámetros de las probetas utilizados en los ensayos no han sido los mismos, se sustituirá el parámetro longitud axial de mecanizado por la longitud de mecanizado, o su equivalente en tiempo de mecanizado, t , quedando el modelo propuesto tal como sigue:

$$Ra = K \cdot v^x \cdot a^y \cdot t^w \quad (5.10)$$

donde x , y y w son constantes. Ajustando el modelo dado en (5.10) a los datos experimentales (Tabla 5.16) se obtiene la siguiente ecuación paramétrica:

$$Ra = 13,36 \cdot v^{-0,13} \cdot a^{0,75} \cdot t^{-0,11} \quad (5.11)$$

Este modelo presenta un coeficiente de determinación ajustado razonable (del orden de 0.74) lo que permite aceptar el ajuste a este modelo.

El modelo muestra una elevada dependencia de Ra frente al avance, dado el mayor valor de su exponente, frente a los obtenidos para la velocidad de corte o el tiempo de corte. El valor negativo del exponente del tiempo de corte refleja la reducción de Ra con el tiempo de mecanizado (longitud axial de mecanizado). Estos resultados son coherentes con todo lo expuesto con anterioridad, y coinciden con los resultados obtenidos en estudios similares realizados sobre las aleaciones de aluminio UNS A92024 y UNS A97050 [13,28]. Además, se aporta la novedad de la inclusión del tiempo de mecanizado al modelo de predicción de Ra .

Este modelo permite determinar con un cierto grado de aproximación el valor de Ra -y, por tanto, la maquinabilidad de la aleación- para unos valores de v , a y t fijados.

5.3.5. Desviaciones macrogeométricas

Una vez analizados los resultados obtenidos a escala microgeométrica, a continuación se expondrán y analizarán los resultados obtenidos en la evaluación de la calidad de acabado de las piezas a escala macrogeométrica.

5.3.5.1. Desviaciones de rectitud

En la Tabla 5.18 se muestran los resultados obtenidos en la evaluación de la rectitud (REC) de las probetas mecanizadas en función de los valores de los parámetros de corte empleados.

Tabla 5.18. Valores medios de rectitud obtenidos en los ensayos con $p = 1\text{ mm}$ y $L = 150\text{ mm}$

v (m/min)	a (mm/r)	Rectitud (μm)
40	0,05	13,26
	0,1	15,67
	0,2	15,16
80	0,05	16,60
	0,1	15,36
	0,2	13,94
170	0,05	19,67
	0,1	11,60
	0,2	10,44
200	0,05	15,61
	0,1	17,39
	0,2	19,15

El valor reflejado de la rectitud corresponde al valor medio obtenido en cuatro generatrices equidistantes de la probeta. A partir de los datos de calibración recogidos en el Anexo B y de las ecuaciones (4.1) y (4.2) se ha procedido a la obtención de las correspondientes incertidumbres de medida de REC y a la aplicación de las correspondientes correcciones sistemáticas. Finalmente, se ha seleccionado el valor máximo de las incertidumbres obtenidas como incertidumbre aplicada, tomando un valor de $U = \pm 2,73 \mu\text{m}$ ($k = 2$).

En las Figuras 5.61 y 5.62 se muestran las gráficas con la evolución de REC en función del valor del avance y de la velocidad de corte respectivamente.

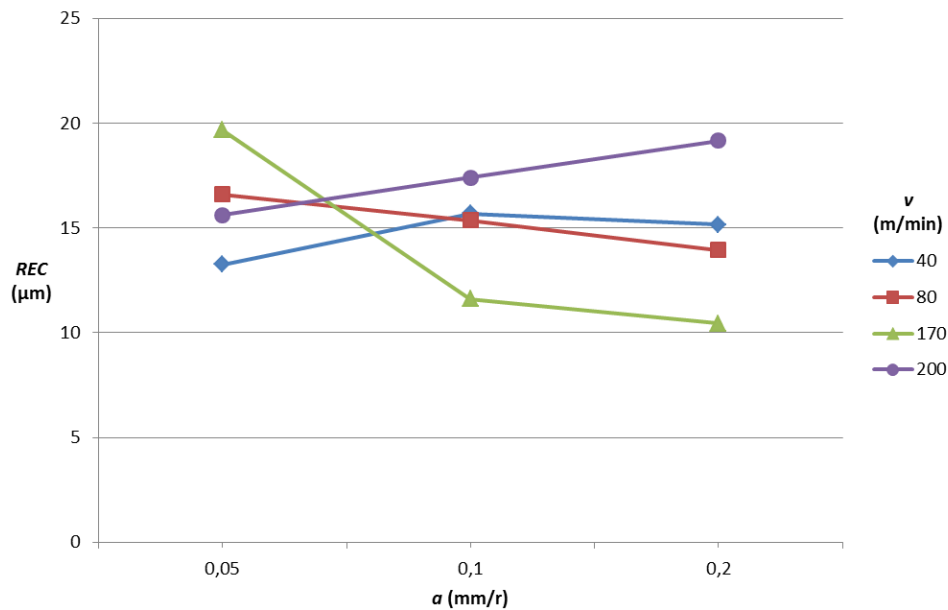


Figura 5.61. Evolución de $REC = f(a)$, en los ensayos con $p = 1 \text{ mm}$ y $L = 150 \text{ mm}$

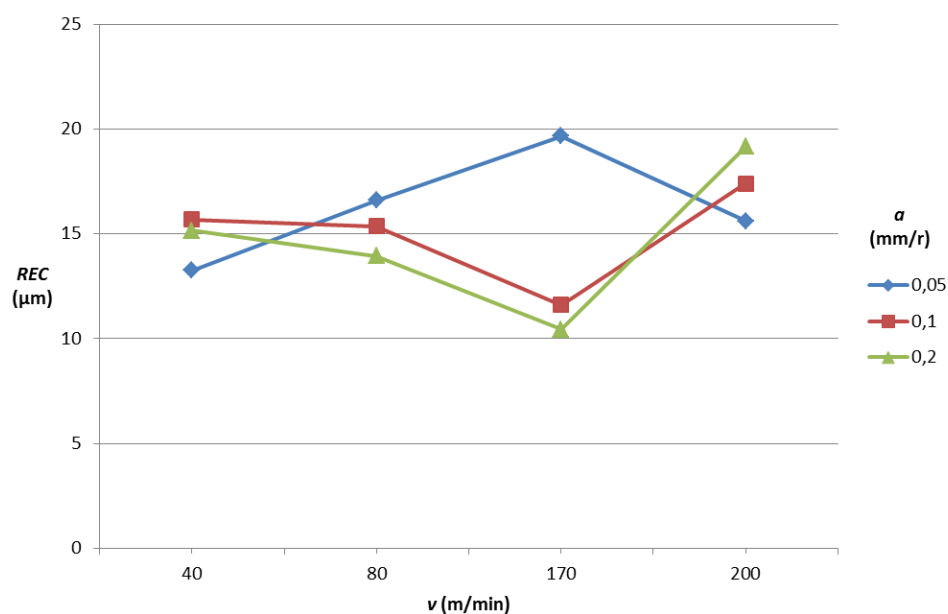


Figura 5.62. Evolución de $REC = f(v)$, en los ensayos con $p = 1 \text{ mm}$ y $L = 150 \text{ mm}$

Los resultados obtenidos indican que el valor más alto de la rectitud se obtiene para un valor de a de 0,05 mm/r y un valor de v de 170 m/min. Este valor es casi el doble del valor mínimo obtenido, que tiene lugar para un valor de a de 0,2 mm/r y un valor de v de 170 m/min. Independientemente de estos dos valores extremos, los resultados presentan una tendencia general a la convergencia.

Así, se observa una tendencia general a permanecer constante la rectitud con el avance, para la mayoría de los valores de v ensayados. Sólo para el caso de valores de v de 170 m/min, donde se registran los valores máximo y mínimo, existe una mayor variación. Además, se observa una menor sensibilidad con este parámetro para los resultados obtenidos para valores de a de 0,1 y 0,2 mm/r. Esta convergencia es extrapolable, en general, al valor de avance de 0,05 mm/r, a excepción del dato obtenido para el valor de v de 170 m/min.

En cuanto a la influencia de la velocidad de corte, se observa una clara convergencia en los resultados obtenidos para todos los valores de v , independientemente del avance aplicado. Sólo para los valores de v de 170 m/min se registra una mayor variación, tal y como se ha comentado, aunque las diferencias no sobrepasan 1,4 veces el valor de la rectitud obtenido para el resto de velocidades de corte.

Por tanto, se puede decir que, a diferencia de lo que ocurriría con R_a , el valor del avance tiene una escasa influencia sobre el valor de rectitud obtenido, lo que indica que el avance afecta especialmente a la microgeometría de la pieza mecanizada. Tampoco parece que la velocidad de corte tenga una clara influencia sobre el resultado final obtenido, encontrándose exclusivamente algunas diferencias para el valor de v de 170 m/min, por lo que su influencia es ligeramente superior a la del avance.

Si comparamos estos resultados con los obtenidos en estudios similares sobre las aleaciones UNS A92024 y UNS A97050 [6,32] se puede comprobar como los valores obtenidos en las desviaciones de rectitud son muy similares. En cuanto a las tendencias en su evolución al variar v y a son algo distintas, presentando estas últimas una tendencia a aumentar el valor de la rectitud al aumentar el avance y al reducir la velocidad de corte, siendo más acusada esta tendencia en el caso de la UNS A92024. En este sentido, sólo se aprecia cierta convergencia en el rango de altas velocidades de corte y bajos avances.

Es lógico pensar que existan diferencias entre estas aleaciones, dado que las desviaciones de rectitud, al medirse longitudinalmente, van a estar afectadas por fenómenos como la fragmentabilidad de la viruta, la cantidad de material adherido a la herramienta y la inestabilidad de dicho material a lo largo del mecanizado.

Así, la aleación UNS A92024 presenta una mayor fragmentabilidad de la viruta a avances altos y a velocidades de corte bajas que, de acuerdo con [33], dan lugar a interrupciones en el mecanizado y desviaciones en la trayectoria. En este sentido, la aleación UNS A97075 presenta una viruta con menor fragmentabilidad.

A esto hay que añadir una mayor presencia de material adherido a la herramienta en el caso de la UNS A92024 para altos avances y bajas velocidades de corte. Esta tendencia es menos acusada en el caso de la aleación UNS A97075.

En este sentido, las diferencias entre la aleación UNS A97050 y UNS A97075 son menores, dada su mayor similitud en cuanto a la tipología de viruta obtenida y a la cantidad de material adherido a la herramienta, en el rango de valores de parámetros de corte considerados.

5.3.5.2. Desviaciones de paralelismo

En la Tabla 5.19 se muestran los resultados obtenidos en la evaluación del paralelismo (*PL*) de las probetas mecanizadas en función de los valores de los parámetros de corte empleados.

Tabla 5.19. Valores medios de paralelismo obtenidos en ensayos con $p = 1 \text{ mm}$ y $L = 150 \text{ mm}$

v (m/min)	a (mm/r)	Paralelismo (μm)
40	0,05	45,48
	0,1	42,57
	0,2	55,45
80	0,05	40,74
	0,1	46,14
	0,2	47,85
170	0,05	52,20
	0,1	38,17
	0,2	44,33
200	0,05	38,71
	0,1	73,94
	0,2	87,43

El valor reflejado de paralelismo se corresponde con el valor medio obtenido en cuatro generatrices equidistantes de la probeta. A partir de los datos de calibración recogidos en el Anexo B y de las ecuaciones (4.1) y (4.2) se ha procedido a la obtención de las correspondientes incertidumbres de medida de *PL* y a la aplicación de las correspondientes correcciones sistemáticas. Finalmente, se ha seleccionado el valor máximo de las incertidumbres obtenidas como incertidumbre aplicada, tomando un valor de $U = \pm 4,31 \mu\text{m}$ ($k = 2$).

En las Figuras 5.63 y 5.64 se muestra la evolución de *PL* en función del valor del avance y de la velocidad de corte respectivamente.

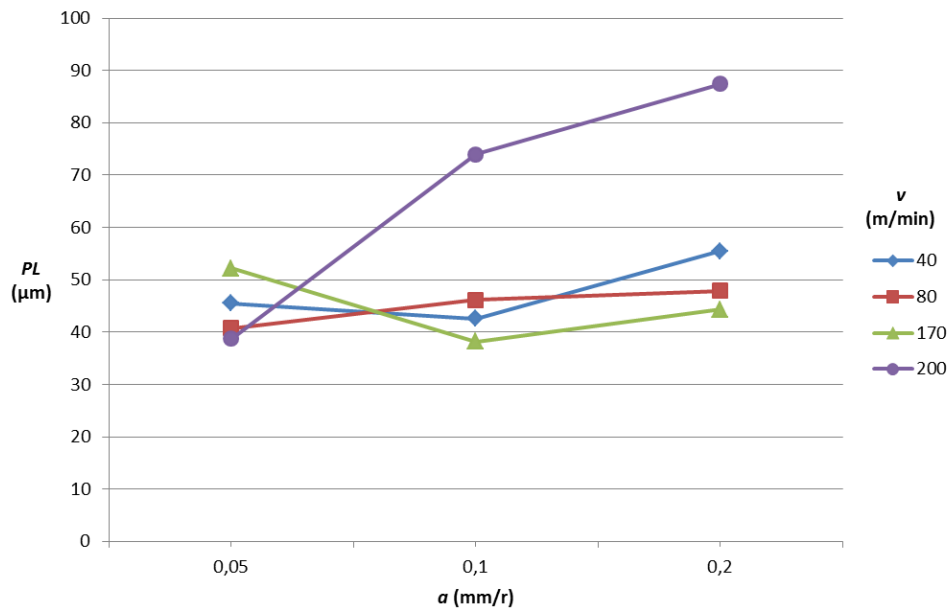


Figura 5.63. Evolución de $PL = f(a)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm

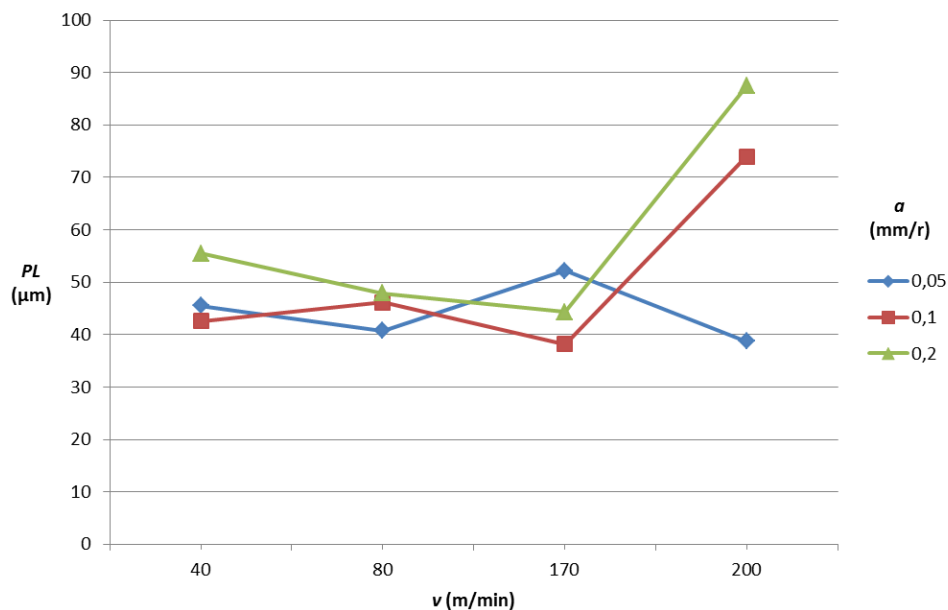


Figura 5.64. Evolución de $PL = f(v)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm

Los resultados obtenidos indican que el valor más desfavorable del paralelismo se obtiene para un valor de a de 0,2 mm/r y un valor de v de 200 m/min. Este valor es 2,3 veces superior al valor mínimo obtenido, que tiene lugar para un valor de a de 0,05 mm/r y un valor de v de 200 m/min.

Por otro lado, a pesar de las diferencias encontradas entre los valores máximos y mínimos, en general el paralelismo se muestra poco sensible tanto con el avance como con la velocidad de corte. En este sentido coincide con lo expuesto para el caso de la rectitud. Sólo se observa una divergencia en los valores obtenidos para el valor

de v de 200 m/min, donde se registran precisamente los valores máximos y mínimos. Todo parece indicar que las altas velocidades pueden acumular vibraciones que provocan las desviaciones medias.

Por tanto, se puede decir que, al igual que ocurría con la rectitud, tanto el avance como la velocidad de corte tienen una escasa influencia en el resultado final obtenido de paralelismo, a excepción de alguna singularidad encontrada a altas velocidades de corte, dentro del rango de valores considerado. En cualquier caso, de acuerdo con los datos obtenidos, se puede decir que la velocidad de corte tiene una influencia ligeramente superior a la que presenta el avance.

Por otro lado, a pesar de que Ra disminuye con la longitud de mecanizado, no se aprecia una tendencia a la conicidad, lo que indica que las alteraciones sobre la herramienta no afectan tanto a la punta de la misma, alejándola o acercándola de la posición nominal de la línea base.

Comparando los resultados obtenidos en estudios similares sobre otras aleaciones de aluminio como la UNS A92024 o la UNS A97050 [6,32] se llegan a conclusiones similares a las obtenidas para la rectitud. Por un lado, los valores absolutos de las desviaciones obtenidas son muy similares a los obtenidos para la UNS A97075. Por otro lado, en cuanto a la variación del paralelismo con v y a , la tendencia a la convergencia es menos acusada en el caso de la aleación UNS A92024, siendo más parecido el comportamiento a la UNS A97050. Los motivos son similares a los argumentados en el caso de la rectitud.

5.3.5.3. Desviaciones de redondez

En la Tabla 5.20 se presentan los resultados obtenidos en la evaluación de la redondez (RD) de las probetas mecanizadas en función de los valores de los parámetros de corte empleados.

Por un lado, se muestran los valores obtenidos de la redondez en distintos puntos a lo largo de la longitud axial de mecanizado, L . Por otro, se muestra el valor de redondez resultante del ensayo, obtenido como media de los valores recogidos a lo largo de la longitud axial mecanizada.

A partir de los datos de calibración recogidos en el Anexo B y de las ecuaciones (4.1) y (4.2) se ha procedido a la obtención de las correspondientes incertidumbres de medida de RD y a la aplicación de las correspondientes correcciones sistemáticas. Finalmente, se ha seleccionado el valor máximo de las incertidumbres obtenidas como incertidumbre aplicada, tomando un valor de $U = \pm 0,87 \mu\text{m}$ ($k = 2$).

Asimismo, en las Figuras 5.65 y 5.66 se muestran las gráficas con la evolución de la redondez media en función del avance y la velocidad de corte, respectivamente.

Tabla 5.20. Valores de redondez obtenidos a lo largo de L en ensayos con $p = 1 \text{ mm}$

v (m/min)	a (mm/r)	L (mm)						Redondez media (μm)
		12,5	37,5	62,5	87,5	112,5	137,5	
		Redondez (μm)						
40	0,05	5,95	6,10	6,65	5,06	3,36	5,33	5,41
	0,1	8,36	10,10	6,11	21,29	4,52	13,28	10,61
	0,2	11,50	7,58	9,50	8,28	7,24	7,02	8,52
80	0,05	9,10	7,62	8,71	9,21	4,33	3,36	7,06
	0,1	5,05	11,67	6,22	5,72	4,30	9,12	7,01
	0,2	6,70	8,96	7,07	3,98	7,48	15,08	8,21
170	0,05	10,69	32,84	6,05	10,04	7,20	3,04	11,64
	0,1	10,59	11,62	6,94	5,49	5,98	3,13	7,29
	0,2	6,91	5,04	5,25	5,60	4,77	6,69	5,71
200	0,05	12,15	16,47	10,07	7,56	8,74	2,80	9,63
	0,1	12,96	9,98	10,53	4,03	5,91	7,25	8,44
	0,2	7,84	7,53	7,06	5,85	5,53	3,04	6,14

Los resultados muestran que el máximo valor de redondez, y por tanto el peor resultado, se obtiene para valores de a de 0,05 mm/r y v de 170 m/min. Este valor máximo es 2,1 veces el valor mínimo obtenido para la redondez, que tiene lugar para un valor de a de 0,05 mm/r y un valor de v de 40 m/min.

Con respecto a la influencia del avance, se observa una tendencia a la convergencia en los resultados obtenidos, a excepción del valor más bajo del avance (0,05 mm/r) donde se registra el valor máximo y mínimo del conjunto de ensayos. Así, al pasar de avances de 0,1 a 0,2 mm/r se observan variaciones máximas que oscilan entre el 20% y el 30%, para todo el rango de velocidades de corte considerado.

Respecto de la velocidad de corte, existe también una tendencia general a la convergencia, principalmente en para el rango de avances de 0,1 y 0,2 mm/r, donde las diferencias registradas al variar v no superan el 40% del valor de la redondez. Para avances de 0,05 mm/r las diferencias son mayores, tal y como se ha comentado previamente. Las altas desviaciones a bajos avances son significativas de la influencia proporcional de las vibraciones -formación de la viruta, fragmentabilidad,...- sobre la baja altura de la huella marcada directamente por el valor de a .

Por tanto, tal y como ocurría con la rectitud y el paralelismo, y en contra de lo que ocurría con Ra , no existe una influencia clara del avance en los resultados finales obtenidos ni en las tendencias generales. Sin embargo, parece que su influencia es algo superior que la de la velocidad de corte. En cuanto a la velocidad de corte, tampoco existe una tendencia clara en el comportamiento de la redondez con este parámetro, existiendo una tendencia general a permanecer constante.

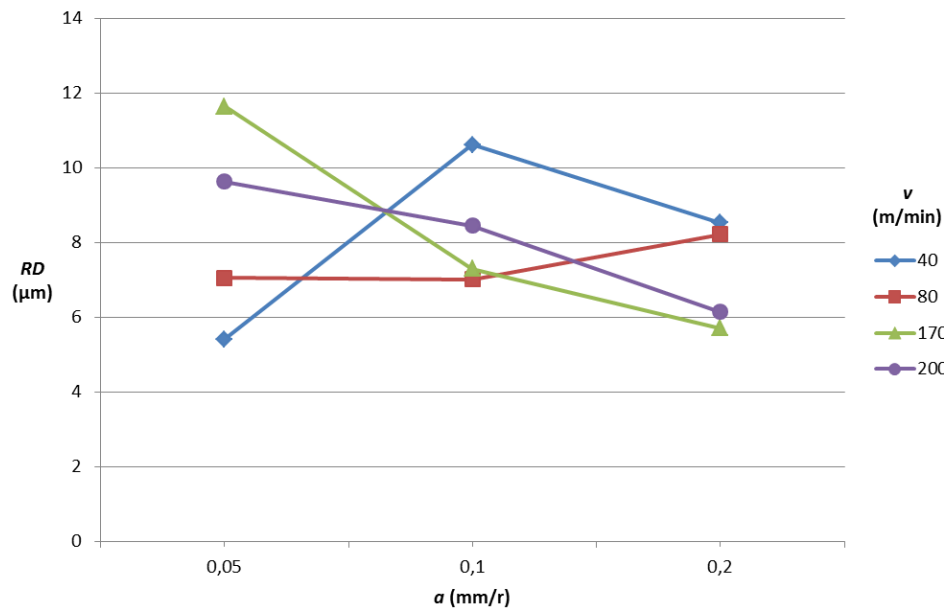


Figura 5.65. Evolución de $RD = f(a)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm

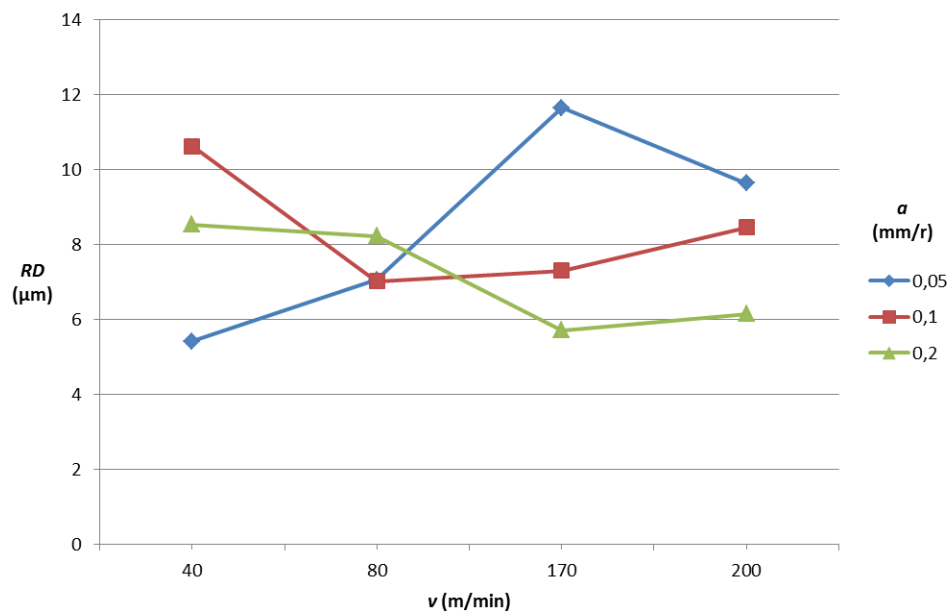


Figura 5.66. Evolución de $RD = f(v)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm

Si comparamos estos resultados con estudios similares realizados sobre aleaciones de aluminio como la UNS A92024 o la UNS A97050 [6,32,34] se puede observar como los resultados obtenidos son muy similares tanto en magnitud como en tendencias. En este caso se observa una mayor tendencia a la convergencia en los resultados obtenidos en el caso de la aleación UNS A92024 y UNS A97050, coincidiendo con la UNS A97075, en el rango de valores de parámetros de corte considerados.

Este mayor grado de coincidencia, a diferencia de lo que ocurriría con rectitud y paralelismo, está relacionado con la forma en que se mide la redondez. En este caso no se mide en dirección longitudinal sino en dirección radial, por lo que los efectos de la fragmentabilidad de la viruta y la cantidad de material adherido son menos apreciables, a excepción de aquéllos casos en los que la huella longitudinal es menor (bajos avances).

En las Figuras 5.67, 5.68 y 5.69 se muestra la evolución de la redondez con la longitud axial de mecanizado, para los distintos valores de v y a empleados.

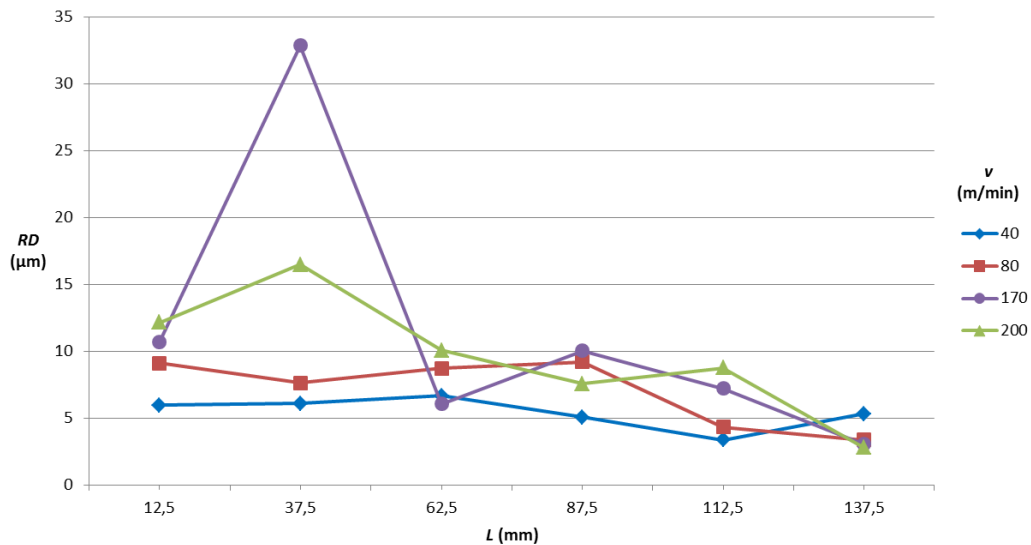


Figura 5.67. Evolución de $RD = f(L)$, para los ensayos con $a = 0,05$ mm/r

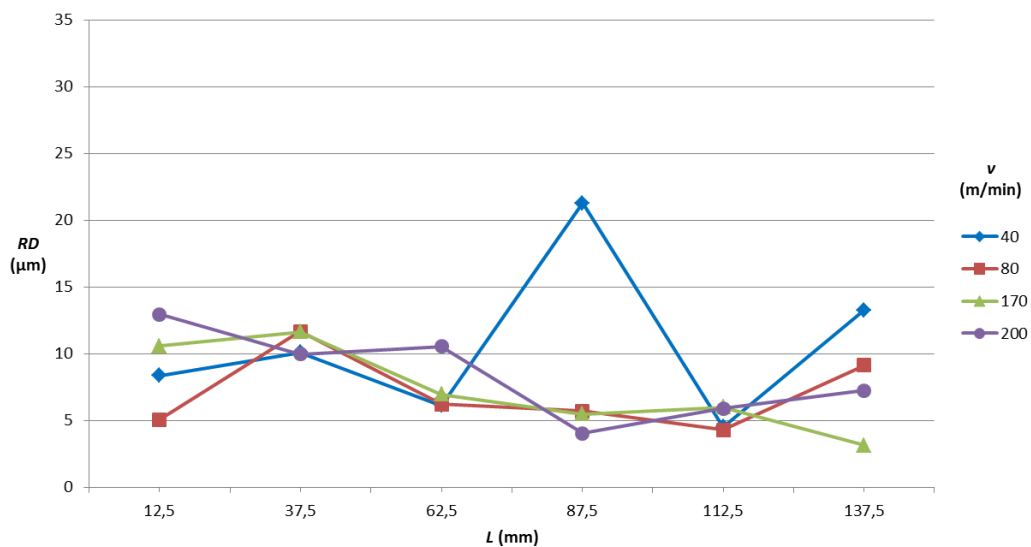


Figura 5.68. Evolución de $RD = f(L)$, para los ensayos con $a = 0,1$ mm/r

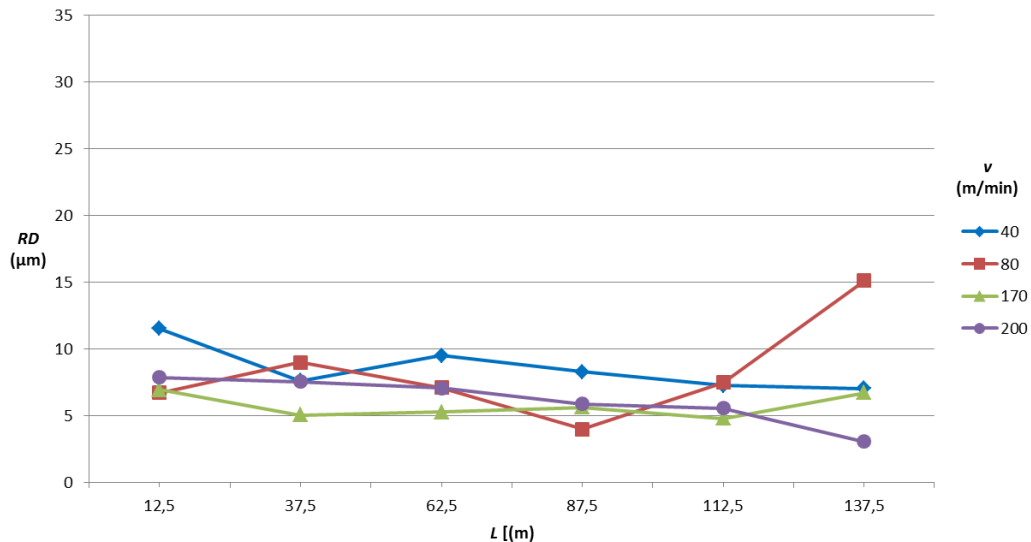


Figura 5.69. Evolución de $RD = f(L)$, para los ensayos con $a = 0,2 \text{ mm/r}$

En estas figuras se puede ver que existe una tendencia a la reducción de la redondez con L . Esta tendencia es más acusada para los valores de avance más bajos, mientras que se va suavizando conforme va aumentando el valor del avance.

Esta tendencia es igual a la encontrada con la evolución de Ra con L . La razón estriba en la forma de medir la redondez. Aunque la redondez no se encuentra influida de forma directa por el avance, tal y como se ha comentado con anterioridad, sí que se encuentra influida de forma indirecta.

Tal y como se puede ver en la Figura 5.70, la redondez va a depender en cierta medida de la huella que deja la herramienta sobre la pieza en el mecanizado. En este caso, va a depender exclusivamente de la altura de la huella, y no del ancho (avance). Sin embargo, esa altura depende directamente del avance aplicado, por lo que de forma indirecta afecta a la redondez.

De este modo, la evolución de la redondez a lo largo de L se verá afectada por la presencia de material adherido a la herramienta, que repercute en la altura final de la huella obtenida. En el caso de Ra la influencia era doble, ya su valor está relacionado tanto con la altura (h) como con la anchura (a).

Así, las alteraciones geométricas que sufre la herramienta, fundamentalmente por la presencia de BUE, afectan a la redondez en forma similar a como ocurría con Ra .

Por ello, para avances pequeños, donde la altura de la huella que deja la herramienta sobre la superficie mecanizada tiene una menor altura, la influencia de cantidad de material adherido se deja notar de forma más sensible que a avances mayores, donde la altura de la huella es mayor y se diluyen los efectos del material aportado.

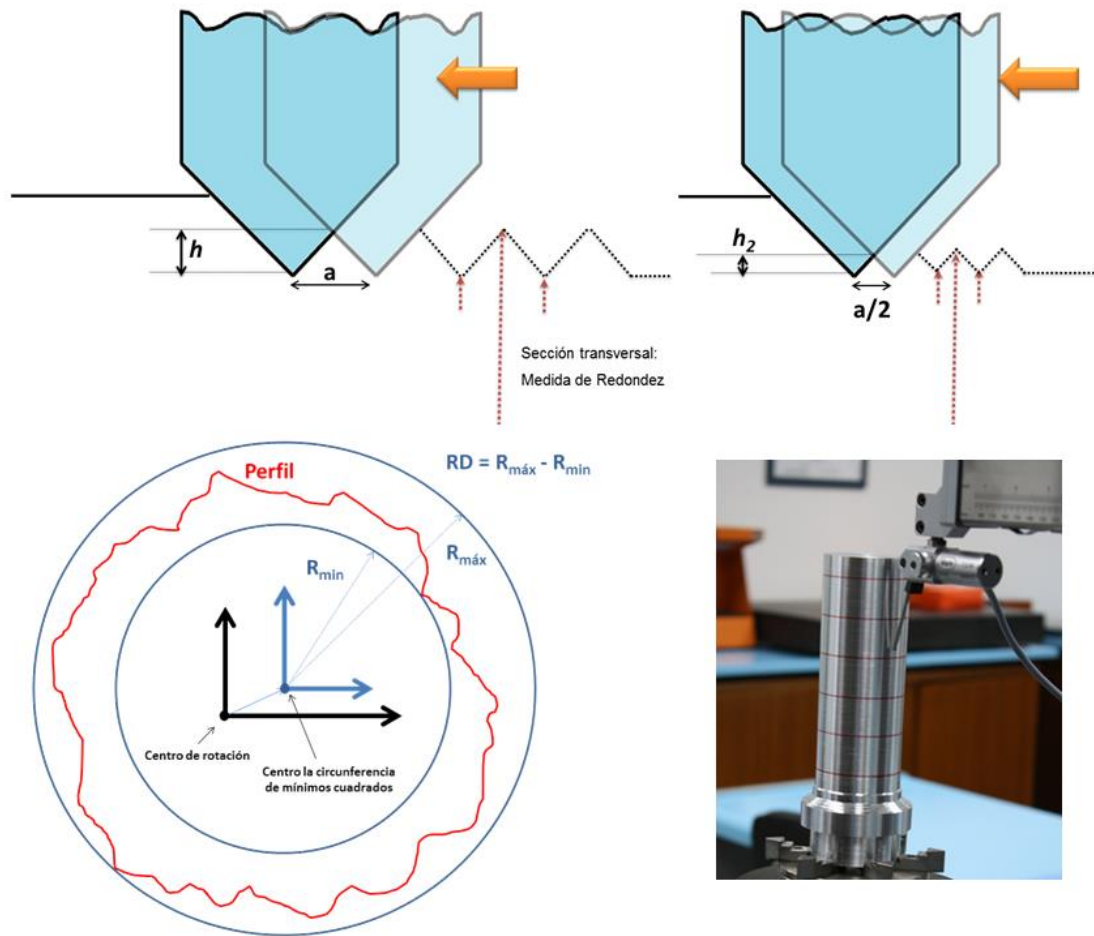


Figura 5.70. Influencia del avance en la geometría de la huella mecanizada y su repercusión sobre la medida de la redondez

También se puede observar que existen tramos con ligeras tendencias ascendentes seguidas de tendencias descendentes, que se repiten a lo largo de L , que al igual que ocurría con R_a están originados por la inestabilidad del filo adherido que se desprende y se vuelve a forma en el transcurso del mecanizado. Esta inestabilidad en el filo hace que se observen ciertos valores de redondez que se alejan de la línea de tendencia media, como ocurre en el punto de valores de $a = 0,05 \text{ mm/r}$, $v = 170 \text{ m/min}$, $L = 37,5 \text{ mm}$ y de valores de $a = 0,1 \text{ mm/r}$, $v = 40 \text{ m/min}$, $L = 87,5 \text{ mm}$.

5.3.5.4. Desviaciones de oscilación radial

En la Tabla 5.21 se presentan los resultados obtenidos en la evaluación de la oscilación radial (OR) de las probetas mecanizadas en función de los valores de los parámetros de corte empleados. Por un lado, se muestran los valores obtenidos de oscilación radial a lo largo de L . Finalmente, se muestra el valor de oscilación radial resultante del ensayo, obtenido como media de los valores medidos a lo largo de L .

A partir de los datos de calibración recogidos en el Anexo B y de las ecuaciones (4.1) y (4.2) se ha procedido a la obtención de las correspondientes

incertidumbres de medida de OR y a la aplicación de las correspondientes correcciones sistemáticas. Finalmente, se ha seleccionado el valor máximo de las incertidumbres obtenidas como incertidumbre aplicada, tomando un valor de $U = \pm 0,79 \mu\text{m}$ ($k = 2$).

Tabla 5.21. Valores de oscilación radial obtenidos a lo largo de L en ensayos con $p = 1 \text{ mm}$

v (m/min)	a (mm/r)	L (mm)						Oscilación Radial media (μm)
		12,5	37,5	62,5	87,5	112,5	137,5	
		Oscilación Radial (μm)						
40	0,05	7,57	6,04	8,53	7,72	6,12	6,50	7,08
	0,1	9,07	11,11	5,98	22,17	4,86	14,48	11,28
	0,2	17,73	11,72	11,32	10,64	10,38	7,77	11,59
80	0,05	12,10	11,39	12,05	9,15	5,81	5,89	9,40
	0,1	6,79	11,23	8,51	6,88	6,85	9,44	8,28
	0,2	7,24	11,98	10,81	4,62	7,86	16,79	9,88
170	0,05	11,11	31,95	8,33	9,09	8,40	4,22	12,18
	0,1	12,55	12,32	6,79	5,25	6,08	3,83	7,80
	0,2	7,60	5,69	5,52	7,69	7,06	7,14	6,78
200	0,05	15,07	16,25	11,89	7,56	11,08	6,93	11,46
	0,1	15,40	11,01	12,05	5,03	6,00	8,00	9,58
	0,2	8,69	9,52	8,40	6,54	5,68	3,74	7,10

En las Figuras 5.71 y 5.72 se muestran las gráficas con la evolución de la oscilación radial media en función del avance y la velocidad de corte, respectivamente. En estas gráficas se observa como la oscilación radial presenta un comportamiento similar al de la redondez.

El valor más alto de oscilación radial se alcanza para valores de a de 0,05 mm/r y v de 170 m/min. Este valor máximo es 1,8 veces el valor mínimo obtenido para la oscilación radial, que tiene lugar para un valor de a de 0,05 mm/r y un valor de v de 40 m/min, coincidiendo con lo que ocurría para la redondez.

De igual forma, se observa una tendencia a la convergencia en los resultados obtenidos al variar el avance de 0,1 a 0,2 mm/r, siendo algo mayor para el avance de 0,05 mm/r. Con respecto a la velocidad de corte, existe también una tendencia general a la convergencia, al variar la velocidad en el rango de avances de 0,1 y 0,2 mm/r, observándose una cierta tendencia al aumento de la oscilación radial con la velocidad de corte para avances de 0,05 mm/r. En cualquier caso, las diferencias nunca superan entre 1,5 y 2 veces el valor de la oscilación radial.

Por tanto, tal y como ocurría con la rectitud, paralelismo y redondez, y en contra de lo que ocurre con Ra , no existe una influencia clara del avance ni de la

velocidad de corte en los valores y tendencias encontradas para la oscilación radial, presentando una tendencia general a la convergencia. Exclusivamente se observan casos puntuales donde el avance parece tener una influencia algo superior a la velocidad de corte.

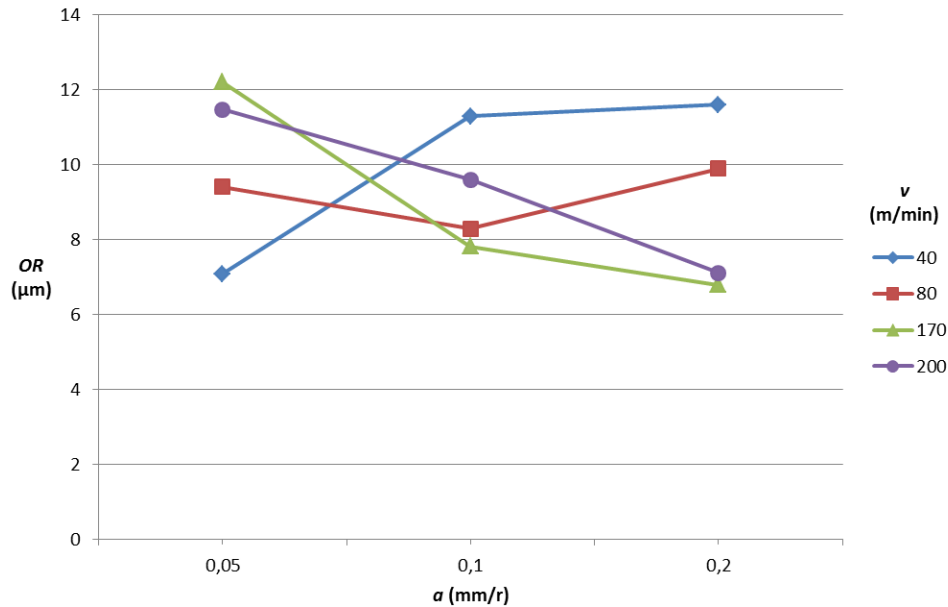


Figura 5.71. Evolución de $OR = f(a)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm

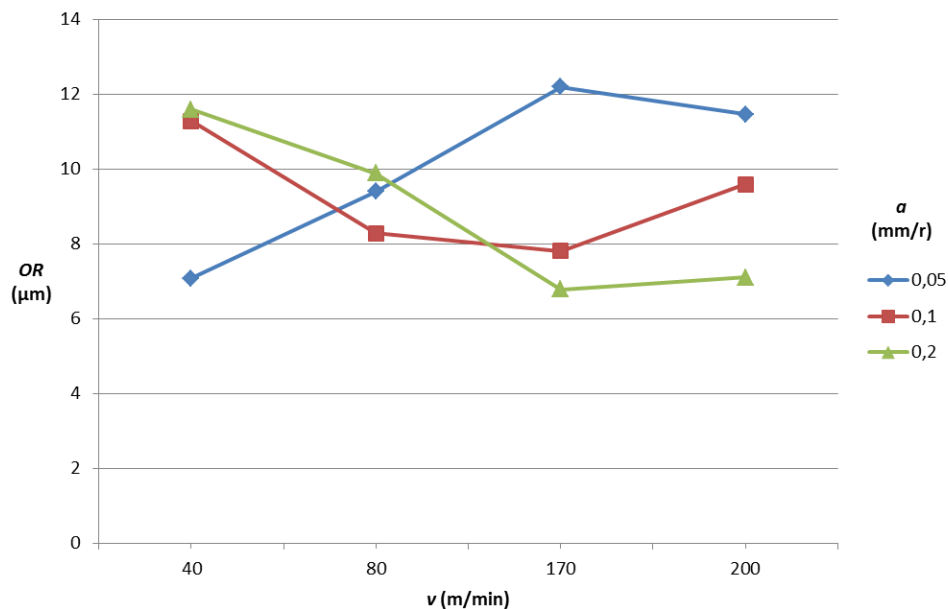


Figura 5.72. Evolución de $OR = f(v)$, en los ensayos con $p = 1$ mm y $L = 150$ mm

Al igual que ocurría con la redondez, el comportamiento de la oscilación radial es muy similar al encontrado en otras aleaciones de aluminio como la UNS A92024 o la UNS A97050 [6,32,34,35], por motivos similares a los argumentados con anterioridad.

En las Figuras 5.73, 5.74 y 5.75 se muestra la evolución de la oscilación radial con la longitud axial de mecanizado, para los distintos valores de v y a utilizados.

Al igual que ocurría con la redondez, se puede ver como existe una tendencia a la reducción de la oscilación radial con L . De igual forma, la tendencia es más acusada para los valores de avance más bajos. La explicación es la misma que la argumentada para el caso de la redondez (Figura 5.70).

También se pueden observar ciertos tramos donde su valor tiende a crecer y para posteriormente reducirse, debido a posibles desprendimientos del BUE seguidos de su posterior crecimiento, tal y como ocurría con la redondez. Asimismo, para los mismos valores de a , v y L indicados en el caso de la redondez, se producen desviaciones de OR respecto de la línea de tendencia media, originados por la inestabilidad del filo.

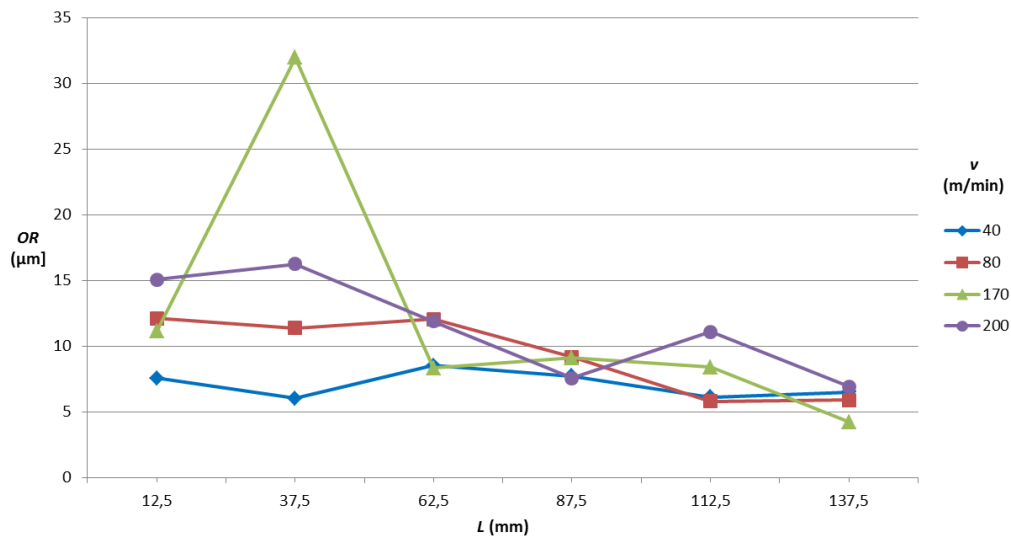


Figura 5.73. Evolución de $OR = f(L)$, para los ensayos con $a = 0,05 \text{ mm/r}$

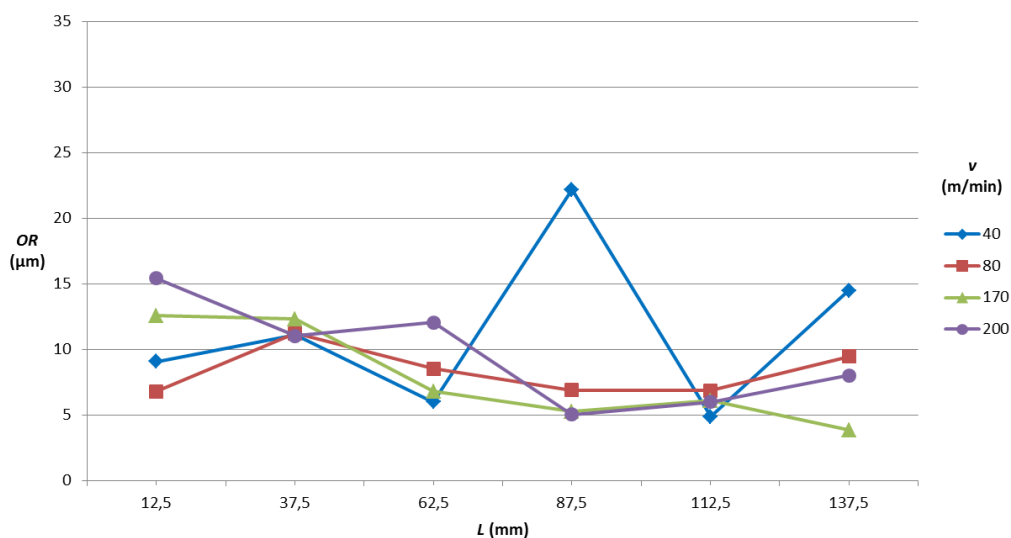


Figura 5.74. Evolución de $OR = f(L)$, para los ensayos con $a = 0,1 \text{ mm/r}$

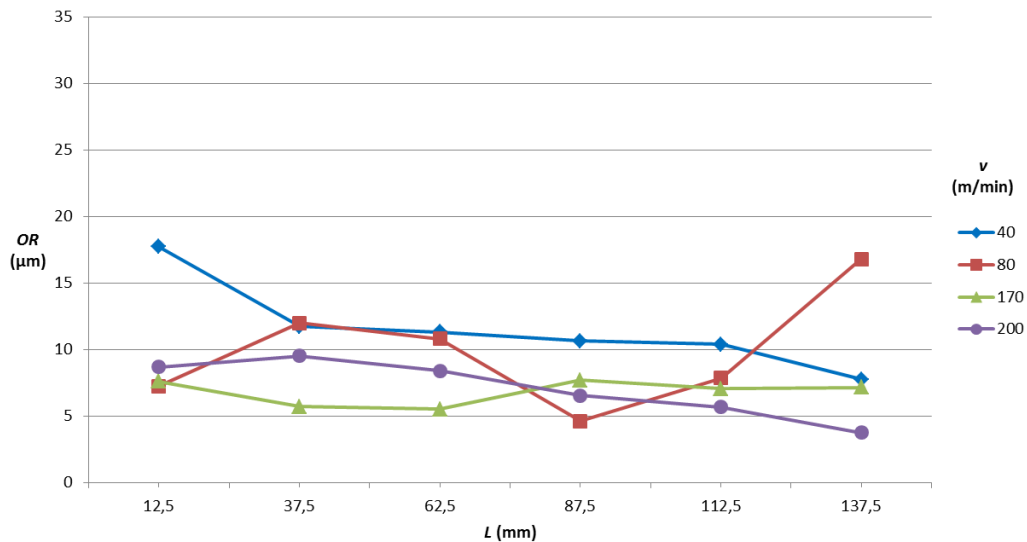


Figura 5.75. Evolución de $OR = f(L)$, para los ensayos con $a = 0,2 \text{ mm/r}$

Finalmente, a modo de resumen de los resultados obtenidos para las desviaciones de forma, se puede decir que ni la velocidad de corte ni el avance presentan una influencia tan acusada sobre los valores de dichas desviaciones como en el caso de las desviaciones microgeométricas. Esta baja sensibilidad también se ha apreciado en las tendencias obtenidas, existiendo una tendencia general a la convergencia, dentro del rango de valores analizados.

En este sentido, las desviaciones a escala macrogeométrica estudiadas se comportan de forma distinta a las desviaciones a escala microgeométrica, evaluadas en términos de Ra , donde el avance presenta una influencia claramente predominante.

No obstante, la velocidad de corte presenta una influencia ligeramente superior en el caso de la Rectitud y el Paralelismo, mientras que en el caso de la Redondez y la Oscilación Radial es el avance el que presenta una influencia ligeramente superior.

Esto se debe al propio concepto de las mismas que se refleja en la distinta forma en que se miden las desviaciones de forma. Así, dado que REC y PL se miden longitudinalmente, estarán más influidas por fenómenos como la fragmentabilidad de la viruta, la cantidad de material adherido a la herramienta y la inestabilidad de dicho material a lo largo del mecanizado. La influencia de estos fenómenos sobre RD y OR es menor, dado que se miden de forma radial y no longitudinalmente.

Además, se ha encontrado un cierto paralelismo entre el comportamiento de la oscilación radial y la redondez frente a Ra , cuando se estudia su evolución a lo largo de L , lo cual, por la propia definición de estos parámetros, era de esperar.

Por todo lo anterior, y a diferencia de lo que ocurría con las desviaciones microgeométricas, no se considera conveniente incorporar estos parámetros al criterio de maquinabilidad basado en la calidad superficial de las piezas mecanizadas.

5.3.6. Modelos paramétricos para las desviaciones macrogeométricas

En el apartado anterior se han presentado y discutido los resultados obtenidos en la evaluación de las desviaciones macrogeométricas. El análisis de esos resultados ha puesto de manifiesto que dichas desviaciones no son idóneas para utilizarse como parámetros evaluadores en un criterio de maquinabilidad basado en la calidad superficial. Sin embargo, dada la importancia que tienen estas desviaciones en la funcionalidad de las piezas mecanizadas, siempre es conveniente disponer de ecuaciones que permitan determinar el valor de las mismas en función de los parámetros de corte utilizados.

Por esta razón, se puede sugerir llevar a cabo la búsqueda de modelos matemáticos $DF(v,a)$ que permita determinar con un cierto grado de aproximación el valor de las desviaciones de forma (DF , Desviaciones de Forma) en función de unos valores de a y v fijados.

A diferencia de lo que ocurre con las desviaciones microgeométricas (mucho más estudiadas para otras aleaciones de aluminio) donde el comportamiento de $Ra(v,a)$ apuntaba de forma más clara a un modelo matemático de tipo potencial, los resultados obtenidos en las desviaciones macrogeométricas no permiten decantarse a priori por un modelo matemático concreto. Además, tal y como se indicó en el capítulo 3, los estudios al respecto para otras aleaciones son escasos. De este modo, únicamente se han encontrado modelos de tipo exponencial como los propuestos en [6,32,35] para las aleaciones UNS A97050 y UNS A92024.

Por este motivo, a continuación se realizará un análisis del ajuste que presentan distintos modelos matemáticos, tanto de tipo potencial como de tipo exponencial, así como diversas variantes de los mismos. De este modo, se ha procedido al ajuste con modelos del tipo:

- Exponencial polinómico de primer orden:

$$DF = C \cdot e^{(K_1 \cdot a + K_2 \cdot v)} \quad (5.12)$$

donde C , K_1 y K_2 son constantes.

- Exponencial polinómico de segundo orden:

$$DF = C \cdot e^{(K_{11} \cdot a \cdot v^y + K_{12} \cdot a \cdot v^{2y} + K_{21} \cdot a^2 \cdot v^y + K_{22} \cdot a^2 \cdot v^{2y})} \quad (5.13)$$

donde C , y , K_{11} , K_{12} , K_{21} , K_{22} son constantes.

- Exponencial potencial (con los parámetros desacoplados):

$$DF = C \cdot e^{(K_1 \cdot a^x + K_2 \cdot v^y)} \quad (5.14)$$

donde C , x , y , K_1 y K_2 son constantes.

- Exponencial potencial (con los parámetros acoplados):

$$DF = C \cdot e^{(K \cdot a^x \cdot v^y)} \quad (5.15)$$

donde C , x , y y K son constantes.

- Potencial:

$$DF = C \cdot a^x \cdot v^y \quad (5.16)$$

donde C , x , e y son constantes.

- Mixto potencial exponencial:

$$DF = C \cdot a^x \cdot e^{K \cdot v} \quad (5.17)$$

donde C , x y K son constantes.

A continuación se procederá a analizar los resultados obtenidos en el ajuste de estos modelos para cada una de las desviaciones de forma, así como a discutir cuál de ellos se adecúa más a los resultados experimentales obtenidos.

5.3.6.1. Modelos paramétricos de rectitud

En la Tabla 5.22 se muestran los valores de las constantes obtenidos tras el ajuste de los modelos expuestos en las ecuaciones (5.12) a (5.17) a los datos experimentales de rectitud.

Tal y como se ha comentado en la discusión de los resultados obtenidos para la rectitud, existe una tendencia general a la convergencia de los valores de esta desviación de forma, no existiendo una influencia clara de la velocidad de corte o el avance en los resultados y tendencias obtenidos. Por ello, la función más simple que podría modelar este comportamiento sería una función de tipo constante (recta horizontal), cuyo valor sería la media de las rectitudes obtenidas en los ensayos, de valor 15,32 μm .

En este sentido, a tenor de los resultados obtenidos en los ajustes, se puede decir que los modelos que presentan una mayor robustez son el modelo 1 (exponencial polinómico de primer orden), el modelo 2 (exponencial polinómico de segundo orden) y el modelo 6 (modelo mixto exponencial potencial), cuyo valor de la constante C se aproxima más al valor medio indicado para la rectitud.

Por otro lado, se ha indicado que no existe una influencia preponderante ni de la velocidad de corte ni del avance, por lo que de los tres modelos indicados se descartará el modelo 1, dado el valor nulo obtenido para K_2 , constante asociada a la velocidad de corte. Esto indicaría una dependencia exclusiva del avance que, tal y como se ha visto, no es cierta.

De los dos modelos restantes, el que presenta un mejor ajuste es el modelo 2, con un coeficiente de determinación de 0,65, frente al modelo 6, que presenta un coeficiente de determinación de valor 0,2.

Tabla 5.22. Resultados obtenidos para los modelos paramétricos de rectitud

Modelo 1	$REC = C \cdot e^{(K_1 \cdot a + K_2 \cdot v)}$					
Constantes	C	K_1		K_2		
	15,61	-0,72		0		
Modelo 2	$REC = C \cdot e^{(K_{11} \cdot a \cdot v^y + K_{12} \cdot a \cdot v^{2y} + K_{21} \cdot a^2 \cdot v^y + K_{22} \cdot a^2 \cdot v^{2y})}$					
Constantes	C	K_{11}	K_{12}	K_{21}	K_{22}	y
	15,53	$1,7 \cdot 10^{-8}$	$3,2 \cdot 10^{-16}$	$-2,2 \cdot 10^{-6}$	$9 \cdot 10^{-14}$	3,22
Modelo 3	$REC = C \cdot e^{(K_1 \cdot a^x + K_2 \cdot v^y)}$					
Constantes	C	K_1	K_2	x	y	
	350,78	-2,26	-1,26	0,04	-0,03	
Modelo 4	$REC = C \cdot e^{(K \cdot a^x \cdot v^y)}$					
Constantes	C	K	x		y	
	1.645,38	-5,05	0,02		-0,01	
Modelo 5	$REC = C \cdot a^x \cdot v^y$					
Constantes	C	x			y	
	231,20	-0,09			0,03	
Modelo 6	$REC = C \cdot a^x \cdot e^{K \cdot v}$					
Constantes	C	x			K	
	11,89	0,88			-0,42	

De este modo, el modelo que presenta un mejor ajuste -de entre los analizados- es el modelo exponencial polinómico de segundo orden, quedando la ecuación paramétrica, una vez simplificada, de la forma:

$$REC = 15,53 \cdot e^{(1,7 \cdot 10^{-8} a \cdot v^{3,22} - 2,2 \cdot 10^{-6} a^2 \cdot v^{3,22})} \quad (5.18)$$

Este modelo indica una influencia algo superior de la velocidad de corte frente al avance, dado el mayor valor del exponente de v frente al exponente de a, de acuerdo con los resultados experimentales obtenidos.

Este modelo es similar al obtenido por otros investigadores durante el estudio de otras aleaciones de aluminio como la UNS A92024 y la UNS A97050 [6,32].

5.3.6.2. Modelos paramétricos de paralelismo

En la Tabla 5.23 se muestran los valores de las constantes obtenidos tras el ajuste de los modelos expuestos en las ecuaciones (5.12) a (5.17) a los datos experimentales de paralelismo.

Tabla 5.23. Resultados obtenidos para los modelos paramétricos de paralelismo

Modelo 1	$PL = C \cdot e^{(K_1 \cdot a + K_2 \cdot v)}$						
Constantes	C	K_1		K_2			
	34,88	1,66		0,001			
Modelo 2	$PL = C \cdot e^{(K_{11} \cdot a \cdot v^y + K_{12} \cdot a \cdot v^{2y} + K_{21} \cdot a^2 \cdot v^y + K_{22} \cdot a^2 \cdot v^{2y})}$						
Constantes	C	K_{11}	K_{12}	K_{21}	K_{22}	y	
	46	$-1,8 \cdot 10^{-10}$	$7,4 \cdot 10^{-21}$	$2,7 \cdot 10^{-10}$	$-9,2 \cdot 10^{-10}$	4,57	
Modelo 3	$PL = C \cdot e^{(K_1 \cdot a^x + K_2 \cdot v^y)}$						
Constantes	C	K_1	K_2	x	y		
	33,99	1,21	$7,8 \cdot 10^{-41}$	0,65	17,22		
Modelo 4	$PL = C \cdot e^{(K \cdot a^x \cdot v^y)}$						
Constantes	C	K	x		y		
	44,67	$2,9 \cdot 10^{-32}$	1,30		14,03		
Modelo 5	$PL = C \cdot a^x \cdot v^y$						
Constantes	C	x			y		
	6.934	0,182			0,104		
Modelo 6	$PL = C \cdot a^x \cdot e^{K \cdot v}$						
Constantes	C	x			K		
	65,65	0,22			0,002		

De igual forma que ocurría con la rectitud, el paralelismo presenta una tendencia general a la convergencia en los resultados obtenidos, por lo que no existe una situación dominante de la velocidad de corte o del avance. Por ello, la forma más simple de modelar su comportamiento sería también una función constante, de valor la media del paralelismo obtenido para todos los ensayos, que se sitúa en 51,08 μm .

Por este motivo, se descarta el modelo 5, cuyo valor de la constante C se aleja de dicho valor medio.

El modelo 1, el modelo 3 y el modelo 6 se descartan por presentar un mayor predominio de uno de los parámetros de corte, el avance en este caso, hecho que no se ajusta a la realidad de los datos experimentales. En el caso del modelo 1 el valor de K_2 es prácticamente nulo, lo que indica escasa influencia de la velocidad de corte. En el modelo 3 y el modelo 6 ocurre algo similar, siendo el valor de las constantes K_2 y K, respectivamente, prácticamente cero.

En el caso del modelo 4 ocurre lo contrario. El valor del exponente y , correspondiente a la velocidad de corte, presenta un valor muy superior al exponente x , correspondiente al avance. Esto indicaría un claro predominio de v , cosa que tampoco ocurre.

Por tanto, al igual que ocurría con la rectitud, el modelo que presenta un mejor ajuste -de entre los analizados- es el modelo exponencial polinómico de segundo orden (modelo 2), presentando un coeficiente de determinación de valor 0,68. Sustituyendo los valores de las constantes, y simplificando, el modelo queda de la forma:

$$PL = 46 \cdot e^{(-1,8 \cdot 10^{-10} a \cdot v^{4,57} + 2,7 \cdot 10^{-10} \cdot a^2 \cdot v^{4,57} - 9,2 \cdot 10^{-10} \cdot a^2 \cdot v^{9,14})} \quad (5.19)$$

Al igual que ocurría con la rectitud, este modelo indica una influencia algo superior de la velocidad de corte frente al avance, dado los mayores valores obtenidos para los exponentes de v frente a los de a , coincidiendo con los resultados experimentales obtenidos.

Este modelo es similar al obtenido por otros investigadores durante el estudio de otras aleaciones de aluminio, como la UNS A92024 y la UNS A97050 [6,32].

5.3.6.3. Modelos paramétricos de redondez

En la Tabla 5.24 se muestran los valores de las constantes obtenidos tras el ajuste de los modelos expuestos en las ecuaciones (5.12) a (5.17) a los datos experimentales de redondez.

Al igual que ocurría con la rectitud y el paralelismo, en el caso de la redondez tampoco existe predominio claro de un parámetro de corte sobre otro, existiendo una tendencia general a la convergencia de los valores.

Por ello, también en este caso, el modelo más simple de comportamiento sería el de una función constante de la redondez frente a la velocidad de corte y el avance. Esta constante sería equivalente a la media de la redondez de todos los ensayos realizados, de valor 7,97 μm .

En este sentido, en primera instancia se podría descartar el modelo 5, cuyo valor de la constante se aleja bastante de dicho valor medio. Por otro lado, los modelos 1, 3 y 6 presentan valores de las constantes asociadas a la velocidad de corte nulos, o prácticamente nulos. Ello implicaría un predominio del avance sobre la velocidad de corte, hecho que no se ajusta a los resultados experimentales obtenidos.

En este caso, los modelos que presentan una mayor robustez y un mejor ajuste a los resultados experimentales son el modelo 2 y el 4. De ellos, el modelo 2 es el que presenta un mayor coeficiente de determinación, de valor 0,4.

Tabla 5.24. Resultados obtenidos para los modelos paramétricos de redondez

Modelo 1	$RD = C \cdot e^{(K_1 \cdot a + K_2 \cdot v)}$					
Constantes	C	K_1	K_2			
	8,55	-1,02	0			
Modelo 2	$RD = C \cdot e^{(K_{11} \cdot a \cdot v^y + K_{12} \cdot a \cdot v^{2y} + K_{21} \cdot a^2 \cdot v^y + K_{22} \cdot a^2 \cdot v^{2y})}$					
Constantes	C	K_{11}	K_{12}	K_{21}	K_{22}	y
	8,12	-0,65	0,05	4,04	-0,31	0,55
Modelo 3	$RD = C \cdot e^{(K_1 \cdot a^x + K_2 \cdot v^y)}$					
Constantes	C	K_1	K_2	x	y	
	8,06	-346,50	$5,6 \cdot 10^{-12}$	4,81	4,28	
Modelo 4	$RD = C \cdot e^{(K \cdot a^x \cdot v^y)}$					
Constantes	C	K	x	y		
	8,29	-0,01	3,78	1,84		
Modelo 5	$RD = C \cdot a^x \cdot v^y$					
Constantes	C	x	y			
	58,48	-0,10	0,01			
Modelo 6	$RD = C \cdot a^x \cdot e^{K \cdot v}$					
Constantes	C	x	K			
	5,75	-0,121	0			

Por tanto, al igual que ocurría con la rectitud y el paralelismo, el modelo que presenta un mejor ajuste -de entre los analizados- es el modelo exponencial polinómico de segundo orden. Sustituyendo los valores de las constantes el modelo queda de la forma:

$$RD = 8,12 \cdot e^{(-0,65 \cdot a \cdot v^{0,55} + 0,05 \cdot a \cdot v^{1,1} + 4,04 \cdot a^2 \cdot v^{0,55} - 0,31 \cdot a^2 \cdot v^{1,1})} \quad (5.20)$$

En este caso, se trata de un modelo donde se encuentran relativamente equilibrados los exponentes del avance y la velocidad de corte, siendo algo superiores los correspondientes al avance.

Este hecho está en línea con respecto a lo comentado respecto de su similitud con R_a , cuando se estudia su comportamiento a lo largo de L . En este sentido, parece que el avance presenta un mayor grado de influencia, aunque no tan grande como el observado para R_a .

Este modelo es similar al obtenido por otros investigadores durante el estudio de otras aleaciones de aluminio similares, como la UNS A92024 y la UNS A97050 [6,32,34].

5.3.6.4. Modelos paramétricos de oscilación radial

En la Tabla 5.25 se muestran los valores de las constantes obtenidos tras el ajuste de los modelos expuestos en las ecuaciones (5.12) a (5.17) a los datos experimentales de oscilación radial.

Tabla 5.25. Resultados obtenidos para los modelos paramétricos de oscilación radial

Modelo 1	$OR = C \cdot e^{(K_1 \cdot a + K_2 \cdot v)}$					
Constantes	C	K_1	K_2			
	10,69	-0,83	0			
Modelo 2	$OR = C \cdot e^{(K_{11} \cdot a \cdot v^y + K_{12} \cdot a \cdot v^{2y} + K_{21} \cdot a^2 \cdot v^y + K_{22} \cdot a^2 \cdot v^{2y})}$					
Constantes	C	K_{11}	K_{12}	K_{21}	K_{22}	y
	11,04	-5,54	1,38	35,9	-9,81	0,26
Modelo 3	$OR = C \cdot e^{(K_1 \cdot a^x + K_2 \cdot v^y)}$					
Constantes	C	K_1	K_2	x	y	
	2.648,30	-2,82	-2,84	0,04	0,02	
Modelo 4	$OR = C \cdot e^{(K \cdot a^x \cdot v^y)}$					
Constantes	C	K	x	y		
	9,92	0	2,38	2,04		
Modelo 5	$OR = C \cdot a^x \cdot v^y$					
Constantes	C	x	y			
	172,98	-0,09	-0,05			
Modelo 6	$OR = C \cdot a^x \cdot e^{K \cdot v}$					
Constantes	C	x	K			
	7.92	-0.09	0			

Al igual que ocurre para el resto de desviaciones de forma analizadas, la oscilación radial presenta una convergencia general en los resultados obtenidos, no existiendo una predominio claro de uno de los parámetros de corte, v o a . Por ello, su comportamiento se podría ajustar de forma simple a una función constante, equivalente la media de las oscilaciones radiales obtenidas en los distintos ensayos, de valor 9,37 μm .

Por este motivo, a la vista de los resultados obtenidos en los ajustes de los de los datos experimentales, se descartan los modelos 3 y 5, dado que el valor de la constante C obtenida se aleja bastante de este valor medio. Por otro lado, también se descartan los modelos 1 y 6, dado que presentan un valor nulo para la constante que acompaña a la velocidad de corte, lo que implicaría un predominio del avance, hecho que no se ajusta a los resultados experimentales obtenidos. Finalmente, también se

descarta el modelo 4, dado el valor nulo obtenido para la constante K , que equivale a la obtención de una función de tipo constante.

Por ello, el modelo que presenta una mayor robustez es el modelo 2, con un coeficiente de determinación de 0,57. Por tanto, al igual que ocurre con el resto de desviaciones de forma, el modelo que presenta un mejor ajuste -de entre los analizados- es el modelo exponencial polinómico de segundo orden. Sustituyendo los valores de las constantes el modelo queda de la forma:

$$OR = 11,04 \cdot e^{(-5,54 \cdot a \cdot v^{0,26} + 1,38 \cdot a \cdot v^{0,52} + 35,9 \cdot a^2 \cdot v^{0,26} - 9,81 \cdot a^2 \cdot v^{0,52})} \quad (5.21)$$

En este caso, se trata de un modelo donde los exponentes del avance presentan un valor superior a los correspondientes a la velocidad de corte, por lo que su influencia es algo superior.

Esto está en línea con lo comentado para la redondez, en cuanto a la similitud de comportamiento con respecto a Ra en su evolución a lo largo de L . A diferencia de Ra , la influencia del avance no es tan evidente, hecho que se ve reflejado en el modelo al encontrarse v y a dentro de una exponencial, que suaviza el efecto del mayor exponente del avance.

Este modelo es muy similar al obtenido por otros investigadores durante el estudio de otras aleaciones de aluminio parecidas, como la UNS A92024 y la UNS A97050 [6,32,34,35].

A modo de resumen, se puede decir que el modelo paramétrico que mejor se ajusta al comportamiento de las desviaciones de forma es el modelo exponencial polinómico de segundo grado, coincidiendo con lo propuesto en [6,32,34,35]. Para todos los casos, el valor de la constante C del modelo se aproxima al valor medio de la desviación de forma, obtenida en el conjunto de los ensayos, poniendo de manifiesto la tendencia general a la convergencia.

Por otro lado, los valores de los exponentes que acompañan al avance tienen un valor algo mayor que el que acompaña a la velocidad de corte, para el caso de RD y OR . Esto implica una influencia algo superior de a en estos casos, coincidiendo con lo observado en los resultados experimentales. En el caso de REC y PL son los exponentes que acompañan a v los que tienen un valor algo superior a los que acompañan a a , indicando una influencia algo superior de la velocidad de corte frente al avance, siendo coherente con los datos experimentales obtenidos.

En cualquier caso, debe entenderse que las desviaciones macrogeométricas incorporan las influencias microgeométricas en una longitud de evaluación muy alta, por lo que las irregularidades aumentan y la posibilidad de disponer de modelos precisos disminuyen.

5.4. Conclusiones

En este capítulo se han analizado los resultados obtenidos en el estudio paramétrico de la calidad de acabado superficial de la aleación de aluminio UNS A97075, sometida a operaciones de torneado en seco. Este estudio ha incluido el análisis de aspectos tanto microgeométricos (rugosidad superficial) como macrogeométricos (desviaciones de forma).

Además, se ha analizado la morfología de la viruta obtenida y el estado final de las herramientas tras los mecanizados, discutiendo su influencia sobre la calidad de acabado superficial obtenida.

Finalmente, se han obtenido una serie de modelos paramétricos que permiten predecir el nivel de calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas en función de los parámetros de corte utilizados.

De los resultados obtenidos se pueden extraer las siguientes conclusiones:

- La viruta obtenida, en un amplio rango de valores de parámetros de corte ensayados, presenta una alta tendencia a la formación de nidos, que afectan a la continuidad del proceso y al aspecto final de la superficie mecanizada. Esta tendencia general a la obtención de la misma tipología de viruta imposibilita la utilización de un criterio de maquinabilidad basado en la morfología de la viruta, al igual que ocurre con otras aleaciones de aluminio similares.
- Las herramientas de corte presentan desgaste por adhesión indirecta, tanto en el filo (BUE) como en la cara de desprendimiento (BUL), en mayor o menor medida en función de los valores de parámetros de corte utilizados. En este sentido, el parámetro que más influye es el avance, observándose mayor cantidad de material adherido al aumentar dicho parámetro. La influencia de la velocidad de corte y la profundidad de corte es mucho menor, no encontrándose cambios significativos al variar estos parámetros.
- Las herramientas presentan indicios de desgaste por abrasión en su cara de incidencia y en la cara de desprendimiento, originado por el rozamiento de la viruta al desprenderse. Este desgaste es mayor en aquellos casos donde la estos nidos se forman desde los primeros instantes del mecanizado, siendo su acción más prolongada, cosa que ocurre a velocidades de corte altas y avances bajos.
- Se ha comprobado como los mecanismos de formación de BUL y BUE son similares a los estudiados para otras aleaciones de aluminio, como la UNS A97050 o la UNS A92024, aunque con ligeras diferencias en cuanto a formación del segundo BUL. La elevada plasticidad la aleación provoca la aparición de un BUE de transición, que alcanza poco espesor y se extruye rápidamente por causas de tipo mecánico, acercándose más al

comportamiento de la aleación UNS A97050 que a la UNS A92024, donde entran en juego casusas termo-mecánicas en la extrusión del BUE.

- El factor que más influye sobre la calidad de acabado superficial a escala microgeométrica, evaluada en términos de R_a , es el avance. En este sentido, R_a presenta una tendencia a aumentar cuando se aumenta el valor del avance. La influencia de la velocidad de corte y de la profundidad de corte es mucho menor, presentando R_a una tendencia general a la convergencia al variar estos parámetros.
- El valor de R_a presenta una tendencia general a reducirse con L , debido a las alteraciones que sufre la herramienta durante el proceso de mecanizado ocasionados por los fenómenos de desgaste por adhesión indirecta. Esta reducción es mayor en el rango de avances bajos considerados.
- Los resultados obtenidos indican que se puede proponer un criterio de maquinabilidad basado en la evaluación de R_a . Para ello, se han obtenido una serie de modelos paramétricos de tipo potencial que permiten predecir, con un cierto grado de aproximación, el comportamiento de R_a -y, por tanto, la maquinabilidad de la aleación- para valores distintos a los ensayados, dentro del rango de valores considerados. Como novedad, respecto a modelos similares obtenidos para otras aleaciones de aluminio, se han incluido la profundidad de corte y el tiempo de mecanizado en los modelos paramétricos.
- A escala macrogeométrica, los resultados obtenidos revelan que el avance no tienen tanta influencia como ocurría a escala microgeométrica. En este sentido, la influencia de v y a es similar, presentando las desviaciones de forma una tendencia general a la convergencia.
- Se ha obtenido una cierta similitud en el comportamiento de la oscilación radial y la redondez con R_a , cuando se evalúa su evolución a lo largo de L . Esta similitud está relacionada con la forma en la que se evalúan estas desviaciones de forma y la influencia que presenta la evolución del BUE a lo largo de L .
- A diferencia de lo que ocurría a escala microgeométrica, no se considera conveniente la incorporación de las desviaciones de forma al criterio de maquinabilidad basado en la calidad superficial de las piezas mecanizadas, debido a la fuerte tendencia a la convergencia que presentan estos parámetros.
- A pesar de ello, se ha considerado oportuno la obtención de una serie ecuaciones paramétricas que permiten predecir el comportamiento de las desviaciones de forma en función de los parámetros de corte. Los modelos que mejor se ajustan a los resultados experimentales obtenidos son de tipo

exponencial polinómico, a diferencia de lo que ocurría con *Ra*, donde los modelos eran de tipo potencial.

5.5. Referencias

- [1] Ponce, M.B., Rondan, S., Sebastian, M.A., Gomez, A., Mayuet, P.F., Marcos, M.: Energy Lifecycle Management: a New Concept for Managing the Energy Efficiency in Manufacturing Processes. Proceedings of 22nd International DAAAM Symposium, Vienna (Austria) 2011.
- [2] Salguero, J., Batista, M., Carrilero, M.S., Álvarez, M., Marcos, M.: Sustainable manufacturing in aerospace industry. Analysis of the viability of intermediate stages elimination in sheet processing. Advanced Materials Research, Vol. 107 (2010), pp. 9-14.
- [3] Lu, C.: Study on prediction of surface quality in machining process. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 205 (2008), pp. 439-450.
- [4] Zhou, J.M., Bushlya, V., Stahl, J.E.: An investigation of surface damage in the high speed turning of Inconel 718 with use of whisker reinforced ceramic tools. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 212 (2012), pp. 372-384.
- [5] Rubio, E.M., Camacho, A.M., Sánchez-Sola, J.M., Marcos, M.: Chip arrangement in the dry cutting of aluminium alloys. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, Vol. 16 (2006), pp. 164-170.
- [6] Sánchez Sola, J.M.: Análisis Paramétrico del Mecanizado de Aleaciones de Aluminio. Relación con la Topografía de las Muestras Mecanizadas. Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Educación a Distancia, Madrid, 2004.
- [7] ISO 3685: Tool-life testing with single-point turning tools. ISO, Genève (Switzerland), 1993.
- [8] ASM Handbook: Vol.16, Machining. ASM International, Materials Park, Ohio (USA), 1995.
- [9] Salguero, J., Gómez, A., Carrilero, M.S., Batista, M., Álvarez, M., Marcos, M.: Roughness prediction models for tangential cutting forces in the dry turning of Al-Cu alloys. Proceedings of 14th International Conference on Advances in Material Processing Technologies (AMPT), Estambul 2011.
- [10] Sebastián, M.A., Sánchez Sola, J.M., Carrilero, M.S., Álvarez, M., Marcos, M.: Turned aluminium alloys surface finish monitoring through cutting force measurements. The International Journal for Manufacturing Science and Production, Vol. 4 (2002), pp. 211-220.
- [11] Sánchez Carrilero, M., Marcos, M.: On the Machinability of Aluminium and Aluminium Alloys. Journal of the Mechanical Behavior of Materials, Vol. 7 (1996), pp. 179-193.

- [12] Carrilero, M.S., Marcos, M., Sánchez, V.M.: Feed Cutting Speed and Cutting Forces as Machinability Parameters of Al-Cu Alloys. *Journal of the Mechanical Behavior of Materials*, Vol. 7 (1996), pp. 167-178.
- [13] Parra, A.G., Álvarez, M., Salguero, J., Batista, M., Marcos, M.: Analysis of the evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer formation mechanisms in the dry turning of aeronautical aluminium alloys. *Advanced Materials Research*, Vol. 498 (2012), pp. 133-138.
- [14] Bethencourt, M., Botana, F.J., Calvino, J.J., Carrilero, M.S., Marcos, M.: SEM and EDS study of the BUL and BUE formation in the turning processes of aluminium-cooper alloys. *Proceedings of 14th International Congress on Electron Microscopy*, Cancún (Méjico) 1998.
- [15] Sánchez, J.M., Rubio, E., Álvarez, M., Sebastián, M.A., Marcos, M.: Microstructural characterisation of material adhered over cutting tool in the dry machining of aerospace aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 164–165 (2005), pp. 911-918.
- [16] Sebastian, M.A., Sanchez, J.M., Rubio, E., Carrilero, M.S., Diaz, J.E., Marcos, M.: BUE and BUL formation mechanisms in dry cutting of AA7050 alloy. *Proceedings of 14th International DAAAM Symposium*, Vienna (Austria) 2003.
- [17] Campbell, F.C.: *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials*. Elsevier Science, Oxford, 2006.
- [18] Sánchez Carrilero, M., Marcos, M., Álvarez, M., Sánchez, M., González, F.: Predicción dinamométrica del comportamiento de la aleación AA2024 en los procesos de mecanizado en un rango de velocidades moderada. *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, Vol. 36 (1997), pp. 222-225.
- [19] Sánchez-Sola, J.M., Sebastián, M.A., Carrilero, M.S., González, J.M., Marcos, M.: Characterisation of the Built-Up Edge and the Built-Up Layer in the machining process of AA7050 alloy. *Rev. Metal* (2005), pp. 365-368.
- [20] Batista, M., Salguero, J., Gómez, A., Álvarez, M., Marcos, M.: Image based analysis evaluation of the elements of secondary adhesion wear in dry turning of aluminum alloys. *Advanced Materials Research*, Vol. 498 (2012), pp. 133-138.
- [21] Carrilero, M.S., Bienvenido, R., Sánchez, J.M., Álvarez, M., González, A., Marcos, M.: A SEM and EDS insight into the BUL and BUE differences in the turning processes of AA2024 Al–Cu alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42 (2002), pp. 215-220.
- [22] Sánchez Carrilero, M., Marcos Bárcena, M., González Madrigal, J.M., Álvarez Alcón, M., Díaz Vázquez, J.E.: Estudio mediante técnicas S.E.M. y E.D.S. del filo adherido (B.U.E.) y la capa adherida (B.U.L.) en el mecanizado de aleaciones ligeras. *Anales de Ingeniería Mecánica*, Vol. 12 (1998), pp. 269-274.
- [23] Sánchez Carrilero, M., Marcos Bárcena, M., Álvarez Alcón, M., Sánchez López, M., Contreras Samper, J.P.: Relaciones paramétricas asociadas a la maquinabilidad de aleaciones de aluminio-cobre. *Anales de Ingeniería Mecánica*, Vol. 11 (1997), pp. 59-66.

- [24] Sebastián Pérez, M.Á., Marcos Bárcena, M., Rubio Alvir, E.M., Sánchez Sola, J.M.: Estudio de los parámetros de acabado superficial en el mecanizado de la aleación de Al-Cu AA2024. Aplicación de UNE-EN ISO 4288 y UNE-EN ISO 1302. Actas del XVII Congreso Internacional de Ingeniería Gráfica y XV ADM. Sevilla, 2005.
- [25] Sebastian, M.A., Sanchez-Sola, J.M., Carrilero, M.S., Gonzalez, J.M., Alvarez, M., Marcos, M.: Parametric Model for Predicting Surface Finish of Machined UNS A92024 Alloy Bars. *Journal for Manufacturing Science and Production*, Vol. 4 (2002), pp. 181-188.
- [26] Rashad, R.M., El-Hossainy, T.M.: Machinability of 7116 Structural Aluminum Alloy. *Materials and Manufacturing Processes*, Vol. 21 (2006), pp. 23-27.
- [27] Gökkaya, H.: The effects of machining parameters on cutting forces, surface roughness, Built-Up Edge (BUE) and Built-Up Layer (BUL) during machining AA2014 (T4) Alloy. *Journal of Mechanical Engineering*, Vol. 56 (2010), pp. 584-593.
- [28] Rubio, E.M., Camacho, A.M., Sánchez-Sola, J.M., Marcos, M.: Surface roughness of AA7050 alloy turned bars: Analysis of the influence of the length of machining. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 162–163 (2005), pp. 682-689.
- [29] Rubio, E.M., Camacho, A.M., Sánchez, J.M., Marcos, M.: Evolución de la calidad superficial con la longitud de mecanizado en el torneado de aleaciones de Al-Cu. Actas del XV Congreso de Máquinas-Herramienta y Tecnología de Fabricación, San Sebastián (España), 2004.
- [30] Batista, M.: Caracterización de los mecanismos de adhesión secundaria y su influencia en el desgaste de herramientas de corte. Aplicación al mecanizado en seco de aleaciones ligeras. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
- [31] Trent, E.M., Wright, J.R.: *Metal cutting*, 4th ed. Butterworth-Heinemann, 2000.
- [32] Sánchez Sola, J.M., Batista, M., Salguero, J., Gómez, A., Marcos, M.: Cutting speed-feed based parametric model for macro-geometrical deviations in the dry turning of UNS A92024 Al-Cu alloys. *Key Engineering Materials*, Vol. 504-506 (2012), pp. 1311-1316.
- [33] Andreasen, J.L., De Chiffre, L.: Automatic Chip-Breaking Detection in Turning by Frequency Analysis of Cutting Force. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 42 (1993), pp. 45-48.
- [34] Marcos-Bárcena, M., Sebastián-Pérez, M.A., Contreras-Samper, J.P., Sánchez-Carrilero, M., Sánchez-López, M., Sánchez-Sola, J.M.: Study of roundness on cylindrical bars turned of aluminium-copper alloys UNS A92024. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 162–163 (2005), pp. 644-648.
- [35] Sánchez Sola, J.M., Marcos Bárcena, M., Sebastián Pérez, M.Á., Rubio Alvir, E.M., Martínez Ruiz, A.: La precisión geométrica en el mecanizado de barras cilíndricas de aleación de Aluminio-Zinc, basado en mediciones de oscilación radial. Actas del XVIII Congreso Internacional de Ingeniería Gráfica, Sitges, 2006.

Capítulo 6

Conclusiones y Líneas de Trabajo Futuras

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Índice

6.1.	Introducción	6.1
6.2.	Conclusiones.....	6.2
6.3.	Líneas de Trabajo Futuras	6.8

6.1. Introducción

El trabajo llevado a cabo en la presente Tesis Doctoral se enmarca dentro de un contexto muy concreto, que condiciona en cierta medida la línea seguida en el desarrollo de la misma.

Por un lado, se trata de la primera Tesis Doctoral en la UMA que aborda el tema del mecanizado de aleaciones ligeras de uso en la industria aeroespacial, de alta importancia estratégica. Este trabajo es fruto de un amplio período de colaboración entre dos grupos de investigación de la UMA y la UCA, que se encuentran estudiando los procesos de mecanizado de estas aleaciones, con el objetivo de mejorar su rendimiento.

Por ello, pretende abrir una nueva línea de investigación en la UMA relacionada con esta temática. Esto ha hecho que se haya realizado un especial esfuerzo en la revisión del Estado del Arte del mecanizado de aleaciones ligeras y de las aleaciones de aluminio de uso en esta industria, en particular.

Por otro lado, el alto contenido experimental de este tipo de trabajos requiere de la elaboración de una metodología experimental que se adapte adecuadamente a las necesidades concretas del estudio a realizar, y que sirva de referencia para futuros trabajos en esta línea.

En concreto, se ha realizado un estudio del torneado en seco de la aleación de aluminio UNS A97075, centrado en el análisis de la evolución de la calidad superficial, desde el punto de vista geométrico (a escalas micro y macro), en función de los

parámetros de corte. De este modo, se ha obtenido una serie de modelos matemáticos que permiten predecir el comportamiento de dicha calidad, y elegir los valores de los parámetros de corte de forma que se pueda mejorar el rendimiento del proceso.

En este capítulo se presentan las principales conclusiones obtenidas a partir del trabajo desarrollado. Igualmente se avanzan algunas posibles propuestas para las líneas futuras de actuación en las que se enmarcarían nuevos desarrollos que partirían y complementarían lo obtenido en esta Tesis Doctoral.

6.2. Conclusiones

La conclusión principal de la presente Tesis es que se ha desarrollado, tal y como se pretendía al inicio de la misma, un análisis paramétrico del mecanizado en seco de la aleación UNS A97075, cubriendo el conjunto de los objetivos previamente marcados, habiéndose planificado, y posteriormente aplicado, una metodología experimental que ha permitido la obtención de modelos de comportamiento de estas aleaciones ante la evolución de los diferentes parámetros considerados.

Además de esta conclusión general, se van a resumir a continuación las principales conclusiones particulares que pueden extraerse del estudio llevado a cabo en los capítulos anteriores, siguiendo para ello el orden de los estudios del estado del arte, la metodología experimental y los ensayos realizados.

1. Uno de los principales retos con los que se encuentran las empresas del sector industrial es el del desarrollo y aplicación de tecnologías productivas con reducido impacto sobre el medioambiente y la salud. En este sentido, en la revisión bibliográfica llevada a cabo, se ha podido constatar que en los procesos de mecanizado la tendencia actual es a la reducción o eliminación del uso de fluidos de corte, siendo el mecanizado en seco una de las técnicas más empleadas.
2. Se ha observado que el mecanizado en seco, aunque afecta de forma positiva a los aspectos medioambientales del rendimiento del proceso, genera condiciones de corte muy agresivas, que repercuten de forma negativa sobre el resto de aspectos dicho rendimiento. Por ello, para aumentar el rendimiento en estas condiciones, se requiere profundizar en el estudio y mejora de este tipo de procesos. Se ha comprobado que estos estudios se centran, de forma habitual, en la mejora de las herramientas de corte utilizadas y en la búsqueda de combinaciones de valores de parámetros de corte óptimos para cada aplicación.
3. En el estudio del estado del arte del mecanizado de aleaciones metálicas se ha puesto de manifiesto que el rendimiento de los procesos de mecanizado depende no sólo de aspectos económicos, sino también de aspectos funcionales, energéticos y medioambientales. Se ha observado

que los estudios para mejorar este rendimiento están íntimamente relacionados con el estudio de la maquinabilidad de las aleaciones.

4. Aunque no existe un consenso en cuanto a la definición de maquinabilidad, se puede decir que la acepción más aceptada hace referencia a la facilidad que presenta una determinada aleación para ser mecanizada. La maquinabilidad depende de un gran número de variables, lo cual dificulta su estudio. Para simplificarlo, se suele recurrir a criterios de evaluación basados en alguna de estas variables, consideradas habitualmente de forma individual.
5. Las fuentes consultadas han permitido apreciar que para estudiar la maquinabilidad de las aleaciones metálicas se suele recurrir tanto a métodos analíticos como a métodos basados en la experimentación. La gran cantidad de variables que intervienen en el mecanizado hacen compleja la aplicación de los métodos analíticos. Esto hace que se recurra a simplificaciones, que facilitan su aplicación, pero que originan resultados que se alejan con frecuencia de la realidad, advirtiéndose que los métodos experimentales sean los más utilizados.
6. Se ha observado que gran parte de los estudios de maquinabilidad basados en la metodología experimental intentan establecer modelos paramétricos que permiten prever el comportamiento de la maquinabilidad, en base a un criterio determinado, en función de las variables de entrada, con el objetivo de mejorar el rendimiento del mecanizado.
7. Dentro de este grupo se encuentran los métodos basados en técnicas de experimentación tradicional (FbF) y los basados en diseño de experimentos (DoE). A pesar de las ventajas que pueden presentar los basados en DoE, en cuanto a número de ensayos necesarios, se ha visto que el comportamiento singular que presentan ciertas aleaciones durante el mecanizado hacen desaconsejable su uso en esos casos.
8. Entre los distintos modelos propuestos para la evaluación de la maquinabilidad en función de las variables de entrada se ha comprobado que los más frecuentes son los modelos de tipo potencial y de tipo polinómico. Estos modelos suelen estar basados en la evaluación de una de las variables de salida del proceso en función, generalmente, de los parámetros de corte (v , a y p).
9. En general, se ha observado que los modelos de tipo potencial presentan una mayor robustez que los modelos polinómicos (basados generalmente en DoE), a la hora de facilitar la interpretación de la evolución de la variable evaluadora de la maquinabilidad en función de cada una de las variables de entrada consideradas.

10. Las fuentes consultadas han puesto de manifiesto que uno de los criterios de evaluación de la maquinabilidad más utilizados es el que se basa en la calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas. Esta calidad depende de las propiedades físicas y químicas de la superficie de la pieza, así como con sus características geométricas.
11. En el caso de los procesos de mecanizado se ha visto que las propiedades del material son las que determinan las características físico-químicas de la superficie. Por ello, se ha podido constatar que, de forma habitual, cuando se habla de calidad de acabado superficial se está haciendo referencia a las desviaciones geométricas de la pieza respecto a las especificaciones de diseño, tanto a escala microgeométrica como macrogeométrica.
12. Pese a la importancia de las desviaciones geométricas a escala macro en la funcionalidad de las piezas mecanizadas, se ha observado que las desviaciones geométricas a escala micro son las más utilizadas en los estudios de maquinabilidad. En este sentido, la variable habitualmente seleccionada para evaluar las desviaciones microgeométricas suele ser la rugosidad media aritmética, R_a .
13. Se ha visto, a través de las fuentes consultadas, que las aleaciones de aluminio presentan una serie de propiedades que las hacen ideales para el uso en la industria aeroespacial. Su excelente relación densidad-resistencia mecánica propician su uso extendido en la fabricación de componentes estructurales para aeronaves.
14. Entre los distintos procesos de fabricación utilizados para la obtención de este tipo de piezas, uno de los más utilizados es el mecanizado. Se ha observado que, en general, la mayoría de las aleaciones de aluminio presentan una buena maquinabilidad, evaluada a través de los distintos criterios habitualmente empleados. No obstante, su mecanizado presenta una serie de problemas, que difieren en función del tipo de aleación mecanizada.
15. En el caso de las aleaciones de aluminio para fundición, no utilizadas generalmente en la industria aeroespacial, se ha observado que su alto contenido en silicio origina importantes problemas de desgaste por abrasión en la herramienta de corte.
16. En el caso de las aleaciones de aluminio para forja, las fuentes consultadas han puesto de manifiesto que son dos los problemas fundamentales que se presentan. Por un lado, problemas relacionados con la morfología de la viruta. Por otro, problemas relacionados con el desgaste por adhesión en la herramienta.
17. A través del estudio del estado del arte de estas aleaciones se ha observado que la falta de homogeneidad y regularidad de la viruta

imposibilita el uso de un criterio de maquinabilidad basado en dicha morfología. Por otro lado, la elevada ductilidad de estas aleaciones provoca la aparición, bajo un amplio rango de valores de parámetros de corte aplicados, de viruta continua con elevada tendencia a enredarse en la herramienta y la pieza, afectando a la continuidad del proceso y a los resultados obtenidos.

18. En cuanto a los problemas de desgaste por adhesión, se ha observado que este tipo de aleaciones presentan una elevada tendencia a la aparición de desgaste por adhesión indirecta, originándose BUL y BUE en un amplio rango de valores de parámetros de corte utilizados. Los mecanismos que originan la aparición de este tipo de desgaste son distintos que los encontrados en otras aleaciones metálicas. Su aparición origina alteraciones en la geometría de la herramienta que repercute en la calidad de acabado superficial obtenido.
19. Entre los distintos criterios de maquinabilidad utilizados en el mecanizado de aleaciones de aluminio, las fuentes consultadas han permitido apreciar que uno de los más utilizados es el basado en la calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas.
20. Se ha visto que, habitualmente, esta calidad superficial se evalúa en términos de desviaciones geométricas de la superficie mecanizada, a escala micro. Se ha puesto de manifiesto que los estudios basados en su evaluación a través de las desviaciones a escala macrogeométrica son escasos.
21. Se ha observado que la variable más utilizada en la evaluación de la maquinabilidad de las aleaciones de aluminio, en términos geométricos, a escala micro, es la rugosidad media aritmética, R_a . En este sentido, se ha comprobado que son numerosos los estudios de maquinabilidad de estas aleaciones basados en el análisis de la evolución de R_a en función de las variables de entrada al proceso, generalmente de los parámetros de corte.
22. De entre los parámetros de corte, se ha visto que el avance es el que tienen una influencia mayor sobre el valor de R_a y, por tanto, sobre la maquinabilidad de estas aleaciones. La dependencia respecto de la velocidad de corte es menor. En cuanto a la profundidad de corte, su influencia sobre el valor de R_a es reducida, aunque las investigaciones al respecto son escasas.
23. A pesar de la importancia de las desviaciones macrogeométricas en la funcionalidad de las piezas mecanizadas, se ha puesto de manifiesto que son escasas las investigaciones que las utilizan para evaluar la maquinabilidad de las aleaciones de aluminio. Los pocos estudios existentes apuntan a una menor relación de las desviaciones de forma con la maquinabilidad, frente a la presentada por R_a .

24. Se ha observado que existen ciertos aspectos del mecanizado en seco de estas aleaciones poco estudiados, sobre los que es necesario seguir investigando. Entre ellos, aquellos que estudien la influencia de la profundidad de corte sobre Ra , o la evolución de Ra con la longitud de mecanizado o el tiempo de corte, o los estudios de maquinabilidad basados en el análisis de las desviaciones de forma.
25. En el caso de la aleación de aluminio UNS A97075, aun siendo una aleación ampliamente utilizada en la industria aeronáutica, se ha visto que los estudios de maquinabilidad, cuando se somete a procesos de mecanizado en seco, son escasos o nulos. Esto plantea la necesidad de aumentar las investigaciones en este sentido.
26. En la presente Tesis Doctoral se ha abordado este estudio, siendo el principal objetivo de la misma el análisis paramétrico del mecanizado en seco de esta aleación.
27. Para ello se ha recurrido a la realización de estudios basados en la experimentación. De este modo, se ha elaborado una metodología experimental acorde a los objetivos propuestos. Esto ha permitido realizar una correcta planificación de la fase experimental y un adecuado aprovechamiento de los recursos disponibles, además de sentar las bases para futuros trabajos en esta línea de investigación.
28. En la fase experimental se ha procedido a la realización de diversos ensayos de mecanizado, donde se ha analizado la influencia de los parámetros de corte sobre la morfología de la viruta obtenida, el desgaste de la herramienta de corte y la calidad de acabado superficial de las piezas mecanizadas, evaluada en términos geométricos (a escala macro y micro).
29. Los ensayos realizados han permitido observar que la morfología de la viruta presenta una baja fragmentabilidad, con una elevada tendencia a formar nidos de viruta, que se enredan sobre la herramienta y la pieza, provocando alteraciones en la continuidad del proceso y en el aspecto de la superficie mecanizada. Esto tiene lugar en un amplio rango de valores de parámetros de corte utilizados.
30. Esta tendencia general a la obtención de la misma tipología de viruta imposibilita la utilización de un criterio de maquinabilidad basado en la morfología de la viruta.
31. Se ha observado que las herramientas presentan, en general, desgaste por adhesión indirecta en el filo en la cara de desprendimiento, con aparición de BUE y BUL. La intensidad y rapidez de aparición dependen, fundamentalmente, del valor del avance aplicado, aumentando la cantidad de material adherido a la herramienta cuando se aumenta el avance,

independientemente del valor de velocidad de corte y profundidad de corte utilizados.

32. Se han observado indicios de desgaste por abrasión en la cara de incidencia y en la cara de desprendimiento de la herramienta, aunque de menor intensidad que el desgaste por adhesión. Este desgaste es mayor en los casos donde se forman nidos de viruta desde los primeros instantes del mecanizado, hecho que tiene lugar a altas velocidades de corte y a avances bajos.
33. Se ha comprobado que los mecanismos de formación de BUL y BUE tienen lugar de forma similar a lo estudiado en otras aleaciones de aluminio, aunque con ligeras diferencias en cuanto a la intensidad y la forma de generarse el BUL secundario. La elevada plasticidad de esta aleación provoca la extrusión rápida del BUE, debido a causas mecánicas.
34. Se ha puesto de manifiesto que el factor que determinante en el valor de R_a es el avance. En este sentido, R_a presenta una tendencia a aumentar cuando se aumenta el valor del avance, observándose una influencia menor de la velocidad de corte y de la profundidad de corte.
35. El estudio de la evolución de R_a con la longitud de mecanizado, L , ha revelado que el valor de R_a presenta una tendencia general a reducirse con L . Esto se debe a las alteraciones geométricas que sufre la herramienta debido al desgaste por adhesión indirecta, fundamentalmente por la aparición de BUE. Esta reducción es mayor en el rango de avances bajos considerados.
36. Se han obtenido una serie de modelos paramétricos de tipo potencial, que permiten determinar a priori, con un cierto grado de aproximación, el valor de R_a en función de los valores de los parámetros de corte aplicados, dentro del rango considerado. Es necesario destacar la novedad en la incorporación, en varios de estos modelos, de variables como la profundidad de corte o el tiempo corte, frente a estudios similares realizados sobre otras aleaciones de aluminio.
37. Los resultados obtenidos en el análisis de la calidad superficial de las piezas mecanizadas han puesto de manifiesto la posibilidad de proponer un criterio de maquinabilidad basado en dicha calidad, cuando se evalúa la misma en términos de desviaciones geométricas a escala micro, utilizando como variable evaluadora la rugosidad media aritmética, R_a .
38. Los resultados obtenidos en la evaluación de las desviaciones de forma (rectitud, paralelismo, oscilación radial y redondez) han revelado que el avance no presenta tanta influencia sobre estas desviaciones como el mostrado sobre el valor R_a . La influencia se ha mostrado similar a la que presenta la velocidad de corte sobre dichas desviaciones. De este modo, la

tendencia general de las desviaciones de forma es a la convergencia, al variar los valores de v y a .

39. Se ha obtenido una cierta similitud en el comportamiento de la oscilación radial y la redondez con el presentado por R_a , cuando se evalúa su evolución a lo largo de L , habiéndose justificado que ello se debe a la forma en la que se miden estas desviaciones de forma, de modo que se ven afectadas por la evolución del BUE a lo largo de L de forma similar a lo observado para R_a .
40. Debido a la fuerte tendencia a la convergencia que presentan las desviaciones de forma, no se ha considerado conveniente la incorporación de estos parámetros al criterio de maquinabilidad basado en la calidad superficial de las piezas mecanizadas.
41. No obstante, se han obtenido una serie ecuaciones paramétricas que permiten predecir, con un cierto grado de aproximación, el comportamiento de las desviaciones de forma en función de la velocidad de corte y del avance, dentro del rango de valores estudiados. En este caso, el modelo que mejor se ajusta a los resultados experimentales ha sido un modelo de tipo exponencial.

6.3. Líneas de Trabajo Futuras

El trabajo de investigación realizado a lo largo de esta Tesis ha abierto una nueva línea de investigación en la Universidad de Málaga, relacionada con el mecanizado de aleaciones ligeras de interés en la industria aeroespacial. El estudio se ha centrado en una aleación y en un tipo de mecanizado concreto, quedando acotados los análisis efectuados a lo largo del mismo, por cuestiones obvias de tiempo, infraestructura disponible y amplitud del tema investigado.

Por tanto, aunque se han sentado las bases para futuras investigaciones en esta línea, la amplia temática no se ha pretendido desarrollar en su plenitud, y requiere de una mayor profundización. De acuerdo con esto, a continuación se proponen algunas de las posibles líneas de actuación, a desarrollar en futuras investigaciones, enmarcadas en el mismo contexto:

- Ampliar el rango de valores de parámetros de corte ensayados.
- Realizar un análisis de la influencia del uso de herramientas con recubrimiento y sin recubrimiento.
- Ampliar el estudio a otras operaciones de mecanizado distintas del torneado.

- Estudiar la influencia de los distintos tratamientos térmicos, bajo los que se puede presentar esta aleación.
- Realizar un análisis paramétrico contemplando otras variables de salida, distintas a la rugosidad superficial y las desviaciones de forma, como la fuerza de corte o el desgaste de la herramienta.
- Profundizar en las técnicas de medida del desgaste de la herramienta, identificando para ello el equipamiento tecnológico necesario.
- Ampliar estas investigaciones a otras aleaciones ligeras de uso frecuente en la industria aeroespacial que, como la UNS A97075, estén poco estudiadas.

Capítulo 7

Bibliografía

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Índice

7.1.	Introducción	7.1
7.2.	Fuentes consultadas	7.2
7.2.1.	Publicaciones	7.2
7.2.2.	Legislación y Normativa	7.23
7.2.3.	Páginas Web.....	7.24

7.1. Introducción

Tal y como ha quedado reflejado en capítulos previos, la presente Tesis Doctoral pretende abrir una nueva línea de investigación en la Universidad de Málaga, relacionada con el mecanizado de aleaciones ligeras de uso aeroespacial. Por ello, y bajo este contexto, se ha realizado, a lo largo de la misma, un especial esfuerzo de recopilación y síntesis de la información bibliográfica existente sobre esta temática, de forma que sirva de base de partida para futuros trabajos y Tesis Doctorales en esta línea de investigación.

De este modo, aunque al final de cada capítulo se han ido incluyendo las referencias utilizadas, en orden de aparición, se ha considerado oportuno dedicar este último capítulo a realizar una recopilación de la bibliografía consultada, por varios motivos, que se exponen a continuación.

En primer lugar, proporciona una visión global del conjunto de referencias utilizadas a lo largo de todos los capítulos.

En segundo lugar, además de las fuentes referenciadas, se han consultado otras fuentes bibliográficas que no aparecen referenciadas en el texto, pero cuya inclusión amplía y complementa la información proporcionada.

Finalmente, permite realizar una ordenación de dicha bibliografía distinta a la utilizada en las referencias, atendiendo a un criterio basado en el tipo de fuente bibliográfica consultada. De este modo se ha realizado una clasificación en tres ítems:

- Publicaciones: Artículos, libros y capítulos de libros, actas de congresos, Tesis Doctorales, etc.
- Legislación y Normativa
- Páginas Web

7.2. Fuentes consultadas

A continuación, se procederá a recopilar las fuentes bibliográficas consultadas atendiendo a los criterios mencionados.

7.2.1. Publicaciones

1. Abouelatta, O.B., Mádl, J.: Surface roughness prediction based on cutting parameters and tool vibrations in turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 118 (2001), pp. 269-277.
2. Abukhshim, N.A., Mativenga, P.T., Sheikh, M.A.: Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46 (2006), pp. 782-800.
3. Aggarwal, A., Singh, H., Kumar, P., Singh, M.: Optimization of multiple quality characteristics for CNC turning under cryogenic cutting environment using desirability function. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 205 (2008), pp. 42-50.
4. Akasawa, T., Sakurai, H., Nakamura, M., Tanaka, T., Takano, K.: Effects of free-cutting additives on the machinability of austenitic stainless steels. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 143-144 (2003), pp. 66-71.
5. Al-Ahmari, A.M.A.: Predictive machinability models for a selected hard material in turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 190 (2007), pp. 305-311.
6. Al, S.R.K.E., Singal, R.K., Singal, M.: *Fundamentals Of Machining And Machine Tools*. I.K. International Publishing House Pvt. Limited, 2008.
7. Alcántara, E.: Desarrollo de una interface de comunicación, adquisición de datos y análisis de resultados, para un equipo de medición de acabado superficial del Centro de Metrología de la UMA. Proyecto Fin de Carrera, Universidad de Málaga, 2009.
8. Álvarez, M., Salguero, J., Sánchez, J.A., Huerta, M., Marcos, M.: SEM and EDS Characterisation of Layering TiOx Growth onto the Cutting Tool Surface in Hard Drilling Processes of Ti-Al-V Alloys. *Advances in Materials Science and Engineering* (2011).
9. Andreasen, J.L., De Chiffre, L.: Automatic Chip-Breaking Detection in Turning by Frequency Analysis of Cutting Force. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 42 (1993), pp. 45-48.

10. Andreatta, F., Lohrengel, M.M., Terryn, H., de Wit, J.H.W.: Electrochemical characterisation of aluminium AA7075-T6 and solution heat treated AA7075 using a micro-capillary cell. *Electrochimica Acta*, Vol. 48 (2003), pp. 3239-3247.
11. Aouici, H., Yallese, M.A., Chaoui, K., Mabrouki, T., Rigal, J.-F.: Analysis of surface roughness and cutting force components in hard turning with CBN tool: Prediction model and cutting conditions optimization. *Measurement*, Vol. 45 (2012), pp. 344-353.
12. Armendia, M., Osborne, P., Garay, A., Belloso, J., Turner, S., Arrazola, P.J.: Influence of Heat Treatment on the Machinability of Titanium Alloys. *Materials and Manufacturing Processes*, Vol. 27 (2011), pp. 457-461.
13. Arrazola, P.J., Ugarte, D., Domínguez, X.: A new approach for the friction identification during machining through the use of finite element modeling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 48 (2008), pp. 173-183.
14. Arrazola, P.J., Garay, A., Iriarte, L.M., Armendia, M., Marya, S., Le Maître, F.: Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti555.3). *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 2223-2230.
15. Arumugam, P.U., Malshe, A.P., Batzer, S.A.: Dry machining of aluminum–silicon alloy using polished CVD diamond-coated cutting tools inserts. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 200 (2006), pp. 3399-3403.
16. Asiltürk, İ., Neşeli, S.: Multi response optimisation of CNC turning parameters via Taguchi method-based response surface analysis. *Measurement*, Vol. 45 (2012), pp. 785-794.
17. Aslantas, K., Uzun, İ., Çicek, A.: Tool life and wear mechanism of coated and uncoated Al₂O₃/TiCN mixed ceramic tools in turning hardened alloy steel. *Wear*, Vol. 274–275 (2012), pp. 442-451.
18. ASM Handbook: Volume 2, Properties and selection: nonferrous alloys and special-purpose materials, 10th ed. ASM International, Materials Park, Ohio (USA), 1990.
19. ASM Specialty Handbook: Aluminum and aluminum alloys. ASM International, Materials Park, Ohio (USA), 1993.
20. ASM Handbook: Vol.16, Machining. ASM International, Materials Park, Ohio (USA), 1995.
21. Astakhov, V.P.: *Tribology of Metal Cutting*. Elsevier Science, 2006.
22. Avishan, B., Yazdani, S., Jalali Vahid, D.: The influence of depth of cut on the machinability of an alloyed austempered ductile iron. *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 523 (2009), pp. 93-98.
23. Bacci da Silva, M., Wallbank, J.: Cutting temperature: prediction and measurement methods—a review. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 88 (1999), pp. 195-202.
24. Baek, D.K., Ko, T.J., Kim, H.S.: Optimization of feedrate in a face milling operation using a surface roughness model. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 41 (2001), pp. 451–462.

25. Bartarya, G., Choudhury, S.K.: Effect of Cutting Parameters on Cutting Force and Surface Roughness During Finish Hard Turning AISI52100 Grade Steel. *Procedia CIRP*, Vol. 1 (2012), pp. 651-656.
26. Barter, S.A., Molent, L., Wanhill, R.J.H.: Typical fatigue-initiating discontinuities in metallic aircraft structures. *International Journal of Fatigue*, Vol. 41 (2012), pp. 11-22.
27. Basheer, A.C.: Modeling of machining process in metal matrix composites using ANN. Master Thesis, Mumbai (India), 2004.
28. Basheer, A.C., Dabade, U.A., Joshi, S.S., Bhanuprasad, V.V., Gadre, V.M.: Modeling of surface roughness in precision machining of metal matrix composites using ANN. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 197 (2008), pp. 439-444.
29. Basti, A., Obikawa, T., Shinozuka, J.: Tools with built-in thin film thermocouple sensors for monitoring cutting temperature. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 47 (2007), pp. 793-798.
30. Batista, M., Rubio, E., Sebastián, M.A., Carrilero, M.S., Salguero, J., Álvarez, M., Marcos, M.: Evolución de la Geometría de la Viruta en el Cilindrado en Seco de la Aleación UNS A97050. *Anales de Ingeniería Mecánica*, Vol. 1 (2008), pp. 417-423.
31. Batista, M., Salguero, J., Gómez, A., Álvarez, M., Marcos, M.: Image based analysis evaluation of the elements of secondary adhesion wear in dry turning of aluminum alloys. *Advanced Materials Research*, Vol. 498 (2012), pp. 133-138.
32. Batista, M.: Caracterización de los mecanismos de adhesión secundaria y su influencia en el desgaste de herramientas de corte. Aplicación al mecanizado en seco de aleaciones ligeras. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
33. Benardos, P.G., Vosniakos, G.C.: Prediction of surface roughness in CNC face milling using neural networks and Taguchi's design of experiments. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, Vol. 18 (2002), pp. 343-354.
34. Benardos, P.G., Vosniakos, G.C.: Predicting surface roughness in machining: a review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43 (2003), pp. 833-844.
35. Bermingham, M.J., Kirsch, J., Sun, S., Palanisamy, S., Dargusch, M.S.: New observations on tool life, cutting forces and chip morphology in cryogenic machining Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 51 (2011), pp. 500-511.
36. Bermingham, M.J., Palanisamy, S., Dargusch, M.S.: Understanding the tool wear mechanism during thermally assisted machining Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 62 (2012), pp. 76-87.
37. Bethencourt, M., Botana, F.J., Calvino, J.J., Carrilero, M.S., Marcos, M.: SEM and EDS study of the BUL and BUE formation in the turning processes of aluminium-cooper alloys. *Proceedings of 14th International Congress on Electron Microscopy*, Cancún (Méjico) 1998.
38. Bethencourt, M., Botana, F.J., Cano, M.J., Marcos, M.: High protective, environmental friendly and short-time developed conversion coatings for aluminium alloys. *Applied Surface Science*, Vol. 189 (2002), pp. 162-173.

39. Biermann, D., Kirschner, M., Pantke, K., Tillmann, W., Herper, J.: New coating systems for temperature monitoring in turning processes. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 215 (2013), pp. 376-380.
40. Bono, M., Ni, J.: The location of the maximum temperature on the cutting edges of a drill. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46 (2006), pp. 901-907.
41. Boothroyd, G., Dewhurst, P., Knight, W.A.: *Product design for manufacture and assembly*. M. Dekker, New York (USA), 1994.
42. Boothroyd, G., Knight, W.A.: *Fundamentals of machining and machine tools*, 3rd ed. Taylor and Francis, Boca Raton (USA), 2006.
43. Boston. Machinability of ordnance steels. Soc. of Automotive Engrs. Paper no. SP-123 (1958).
44. Boubekri, N., Rodriguez, J., Asfour, S.: Development of an aggregate indicator to assess the machinability of steels. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 134 (2003), pp. 159-165.
45. Boulger, F.W.: *Machining, theory and practice*. Paper 69. Cleveland, Ohio (USA), 1950.
46. Brechet, Y.J.M.: Optimizing aluminum alloys: physically based modeling and materials selection. *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 319–321 (2001), pp. 55-62.
47. Brinksmeier, E., Janssen, R.: Drilling of Multi-Layer Composite Materials consisting of Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP), Titanium and Aluminum Alloys. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 51 (2002), pp. 87-90.
48. Bushlya, V., Zhou, J., Ståhl, J.E.: Effect of Cutting Conditions on Machinability of Superalloy Inconel 718 During High Speed Turning with Coated and Uncoated PCBN Tools. *Procedia CIRP*, Vol. 3 (2012), pp. 370-375.
49. Cakir, M.C., Isik, Y.: Investigating the machinability of austempered ductile irons having different austempering temperatures and times. *Materials and Design*, Vol. 29 (2008), pp. 937-942.
50. Calatoru, V.D., Balazinski, M., Mayer, J.R.R., Paris, H., L'Espérance, G.: Diffusion wear mechanism during high-speed machining of 7475-T7351 aluminum alloy with carbide end mills. *Wear*, Vol. 265 (2008), pp. 1793-1800.
51. Campbell, F.C.: *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials*. Elsevier Science, Oxford, 2006.
52. Campbell, F.C.: Chapter 2 - Aluminum, *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials*, Elsevier Science, Oxford, 2006, pp. 15-92.
53. Campbell, F.C.: *Lightweight Materials: Understanding the Basics*. A S M International, 2012.
54. Carrilero, M.S., Marcos, M., Sánchez, V.M.: Feed Cutting Speed and Cutting Forces as Machinability Parameters of Al-Cu Alloys. *Journal of the Mechanical Behavior of Materials*, Vol. 7 (1996), pp. 167-178.

55. Carrilero, M.S., Marcos, M., Álvarez, M., Sánchez, V.M.: Evaluación de la calidad superficial de piezas mecanizadas a partir del análisis de la fuerza de corte. *Rev. Metal*, Vol. 34 (mayo) (1998), pp. 27-31.
56. Carrilero, M.S., Bienvenido, R., Sánchez, J.M., Álvarez, M., González, A., Marcos, M.: A SEM and EDS insight into the BUL and BUE differences in the turning processes of AA2024 Al–Cu alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42 (2002), pp. 215-220.
57. Castro, G., Almeida, F.A., Oliveira, F.J., Fernandes, A.J.S., Sacramento, J., Silva, R.F.: Dry machining of silicon–aluminium alloys with CVD diamond brazed and directly coated Si₃N₄ ceramic tools. *Vacuum*, Vol. 82 (2008), pp. 1407-1410.
58. Coldwell, H.L., Dewes, R.C., Aspinwall, D.K., Renevier, N.M., Teer, D.G.: The use of soft/lubricating coatings when dry drilling BS L168 aluminium alloy. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 177–178 (2004), pp. 716-726.
59. Company, R.M., Birdsall, G.W.: *Machining Aluminum Alloys*. 1964.
60. Correa, M., Bielza, C., Pamies-Teixeira, J.: Comparison of Bayesian networks and artificial neural networks for quality detection in a machining process. *Expert Systems with Applications*, Vol. 36 (2009), pp. 7270-7279.
61. Chakravarthy, G.V., Chandran, M., Bhattacharya, S.S., Ramachandra, M.S., Kamaraj, M.: A comparative study on wear behavior of TiN and diamond coated WC–Co substrates against hypereutectic Al–Si alloys. *Applied Surface Science*, Vol. 261 (2012), pp. 520-527.
62. Chakravarthy, G.V., Chandran, M., Bhattacharya, S.S., Rao, M.S., Ramachandra, M.: A comparative study on wear behavior of TiN and diamond coated WC–Co substrates against hypereutectic Al–Si alloys. *Applied Surface Science*, Vol. 261 (2012), pp. 520-527.
63. Chan, C.L., Chandra, A.: A boundary element method analysis of the thermal aspects of metal cutting processes. *Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry*, Vol. 113 (1991), pp. 311–319.
64. Chandrasekaran, H., M'Saoubi, R.: Improved Machinability in Hard Milling and Strategies for Steel Development. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 55 (2006), pp. 93-96.
65. Charles, J.A., Crane, F.A.A., Furness, J.A.G.: 15 - Materials for airframes, Selection and Use of Engineering Materials (Third Edition), Butterworth-Heinemann, Oxford, 1997, pp. 227-255.
66. Chen, C.C.A., Liu, W.C., Duffie, N.A.: A surface topography model for automated surface finishing. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 38 (1998), pp. 543-550.
67. Childs, T.: *Metal machining theory and applications*. John Wiley & Sons, New York (USA), 2000.
68. Choudhury, I.A., El-Baradie, M.A.: Machinability assessment of inconel 718 by factorial design of experiment coupled with response surface methodology. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 95 (1999), pp. 30-39.

69. Choudhury, S.K., Appa Rao, I.V.K.: Optimization of cutting parameters for maximizing tool life. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 39 (1999), pp. 343-353.
70. Choudhury, S.K., Kishore, K.K.: Tool wear measurement in turning using force ratio. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 40 (2000), pp. 899-909.
71. Dandekar, C.R., Shin, Y.C.: Modeling of machining of composite materials: A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 57 (2012), pp. 102-121.
72. Dasch, J.M., Ang, C.C., Wong, C.A., Waldo, R.A., Chester, D., Cheng, Y.T., Powell, B.R., Weiner, A.M., Konca, E.: The effect of free-machining elements on dry machining of B319 aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 4638-4644.
73. Davim, J.P.: A note on the determination of optimal cutting conditions for surface finish obtained in turning using design of experiments. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 116 (2001), pp. 305-308.
74. Davim, J.P.: *Machining: Fundamentals and Recent Advances*. Springer London, Limited, 2008.
75. Davim, J.P.: *Surface Integrity in Machining*. Springer London, 2010.
76. Davim, J.P.: *Machining of Metal Matrix Composites*. Springer London, Limited, 2012.
77. Davoodi, B., Hosseinzadeh, H.: A new method for heat measurement during high speed machining. *Measurement*, Vol. 45 (2012), pp. 2135-2140.
78. de Oliveira, V.V., Beltrão, P.A.d.C., Pintaude, G.: Effect of tool geometry on the wear of cemented carbide coated with TiAlN during drilling of compacted graphite iron. *Wear*, Vol. 271 (2011), pp. 2561-2569.
79. Demir, H., Gündüz, S.: The effects of aging on machinability of 6061 aluminium alloy. *Materials and Design*, Vol. 30 (2009), pp. 1480-1483.
80. Design of experiments in metal cutting tests, en: P.A. Viktor (Ed.) *Tribology and Interface Engineering Series*, Elsevier, 2006, pp. 276-325.
81. Devore, J.L.: *Probability & Statistics for Engineering and the Sciences*. Brooks/Cole, 2012.
82. Diniz, A.E., Micaroni, R.: Cutting conditions for finish turning process aiming: the use of dry cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42 (2002), pp. 899-904.
83. Dixit, P.M., Dixit, U.S.: *Modeling of Metal Forming and Machining Processes: By Finite Element and Soft Computing Methods*. Springer-Verlag London Limited, 2008.
84. Dixit, U.S., Sarma, D.K., Davim, J.P.: *Environmentally Friendly Machining*. Springer Science+Business Media, LLC, 2012.

85. Dudzinski, D., Devillez, A., Moufki, A., Larrouquère, D., Zerrouki, V., Vigneau, J.: A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 44 (2004), pp. 439-456.
86. Ehmann, K.F., Hong, M.S.: A generalized model of the surface generation process in metal cutting. *CIRP Annals*, Vol. 43 (1994), pp. 483–486.
87. Elgallad, E.M., Samuel, F.H., Samuel, A.M., Doty, H.W.: Machinability aspects of new Al–Cu alloys intended for automotive castings. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 210 (2010), pp. 1754-1766.
88. Enache, S., Strâjescu, E., Opran, C., Minciu, C., Zamfirache, M.: Mathematical Model for the Establishment of the Materials Machinability*. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 44 (1995), pp. 79-82.
89. Endres, W.J., Kountanya, R.K.: The Effects of Corner Radius and Edge Radius on Tool Flank Wear. *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 4 (2002), pp. 89-96.
90. Erdel, B.P.: High-Speed Machining. Society of Manufacturing Engineers, Machining Technology Association of SME, 2003.
91. Ernst, H.: Physics of Metal Cutting. ASME, Cleveland, Ohio (USA), 1938.
92. Evaluación de datos de medición. Guía para la expresión de la incertidumbre de medida. 3ª Edición. Grupo de Trabajo 1 del Comité Conjunto de Guías en Metrología (JCGM / WG 1), Edición digital, 2008.
93. Ezugwu, E.O., Bonney, J., Yamane, Y.: An overview of the machinability of aeroengine alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 134 (2003), pp. 233-253.
94. Fang, N., Dewhurst, P.: Slip-line modeling of built-up edge formation in machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 47 (2005), pp. 1079-1098.
95. Feng, C.X., Wang, X.F.: Surface roughness predictive modeling: neural networks versus regression. *IIE Transactions*, Vol. 35 (2003), pp. 11-27.
96. Feng, C.X.J., Wang, X.: Development of empirical models for surface roughness prediction in finish turning. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 20 (2002), pp. 348–356.
97. Fernández, F.: Análisis de procesos de mecanizado a partir del estudio de la señal del perfil de rugosidad. Aplicación al torneado de aleaciones de aluminio. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2012.
98. Fox-Rabinovich, G., Dasch, J.M., Wagg, T., Yamamoto, K., Veldhuis, S., Dosbaeva, G.K., Tauhiduzzaman, M.: Cutting performance of different coatings during minimum quantity lubrication drilling of aluminum silicon B319 cast alloy. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 205 (2011), pp. 4107-4116.
99. Gaitonde, V.N., Karnik, S.R., Figueira, L., Paulo Davim, J.: Machinability investigations in hard turning of AISI D2 cold work tool steel with conventional and wiper ceramic inserts. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Vol. 27 (2009), pp. 754-763.

100. Garcia, J., Pitonak, R.: The role of cemented carbide functionally graded outer-layers on the wear performance of coated cutting tools. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Vol. 36 (2013), pp. 52-59.
101. Gökkaya, H.: The effects of machining parameters on cutting forces, surface roughness, Built-Up Edge (BUE) and Built-Up Layer (BUL) during machining AA2014 (T4) Alloy. *Journal of Mechanical Engineering*, Vol. 56 (2010), pp. 584-593.
102. Gomez, H., Durham, D., Xiao, X., Lukitsch, M., Lu, P., Chou, K., Sachdev, A., Kumar, A.: Adhesion analysis and dry machining performance of CVD diamond coatings deposited on surface modified WC–Co turning inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 212 (2012), pp. 523-533.
103. Gobierno de España: Plan Estratégico para el Sector Aeronáutico Español en el período 2008-2016. Ministerio de Industria, Turismo y Comercio. Centro para el Desarrollo Tecnológico Industrial, Madrid, 2007.
104. Grigoriev, S.N., Vereschaka, A.A., Vereschaka, A.S., Kutin, A.A.: Cutting Tools Made of Layered Composite Ceramics with Nano-Scale Multilayered Coatings. *Procedia CIRP*, Vol. 1 (2012), pp. 301-306.
105. Groover, M.P.: *Fundamentals of modern manufacturing: materials, processes, and systems*. México, 1996.
106. Grum, J., Kisin, M.: The influence of the microstructure of three Al–Si alloys on the cutting-force amplitude during fine turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46 (2006), pp. 769-781.
107. Grzesik, W.: A revised model for predicting surface roughness in turning. *Wear*, Vol. 194 (1996), pp. 143-148.
108. Grzesik, W.: Chapter Thirteen - Machinability of Engineering Materials, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 183-VII.
109. Grzesik, W.: Chapter Four - Cutting Tool Materials, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 27-I.
110. Grzesik, W.: Chapter Nine - Heat in Metal Cutting, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 127-VI.
111. Grzesik, W.: 15.2 - Dry and Semi-Dry Machining, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 226-XI.
112. Grzesik, W.: Chapter Seven - Chip Formation and Control, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 85-IV.
113. Grzesik, W.: 15.1 - High Speed Machining, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*, Elsevier, Amsterdam, 2008, pp. 213-VIII.
114. Grzesik, W., Kiszka, P., Kowalczyk, D., Rech, J., Claudin, C.: Machining of Nodular Cast Iron (PF-NCI) Using CBN Tools. *Procedia CIRP*, Vol. 1 (2012), pp. 483-487.
115. Guo, Y.B., Yen, D.W.: A FEM study on mechanisms of discontinuous chip formation in hard machining. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 155–156 (2004), pp. 1350-1356.

116. Hamann, J.C., Le Maître, F., Guillot, D.: Selective Transfer Built-up Layer Displacement in High-Speed Machining – Consequences on Tool Wear and Cutting Forces. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 43 (1994), pp. 69-72.
117. Hanyu, H., Kamiya, S., Odagi, H., Murakami, Y., Saka, M.: Development of high performance diamond-coated drills for cutting high silicon aluminum alloy. *Thin Solid Films*, Vol. 413 (2002), pp. 139-146.
118. Hatscheck, R.L., Mayfield, J.: Machining aluminium, en, *American Machinist*, Especial Report 702, Ohio (EEUU) pp. 1-16.
119. Hinrichsen, J., Bautista, C.: The challenge of reducing both airframe weight and manufacturing cost. *Air & Space Europe*, Vol. 3 (2001), pp. 119-121.
120. Hoffman, P.J., Hopewell, E.S., Janes, B., Sharp, K.M.: *Precision Machining Technology*. Delmar Cengage Learning, 2010.
121. Hong, S.Y., Zhao, Z.: Thermal aspects, material considerations and cooling strategies in cryogenic machining. *Clean Technologies and Environmental Policy* (1999), pp. 107–116.
122. Hovsepian, P.E., Luo, Q., Robinson, G., Pittman, M., Howarth, M., Doerwald, D., Tietema, R., Sim, W.M., Deeming, A., Zeus, T.: TiAlN/VN superlattice structured PVD coatings: A new alternative in machining of aluminium alloys for aerospace and automotive components. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 201 (2006), pp. 265-272.
123. Hua, J., Shivpuri, R.: Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 150 (2004), pp. 124-133.
124. Inasaki, I., Karpuschewski, B., Tonshoff, H.K.: *Sensors Monitoring in Manufacturing*. H.K. Tonshoff, I. Inasaki (Eds.), Weinheim (Germany), 2001.
125. Isik, Y.: Investigating the machinability of tool steels in turning operations. *Materials and Design*, Vol. 28 (2007), pp. 1417-1424.
126. Itoigawa, F., Childs, T.H.C., Nakamura, T., Belluco, W.: Effects and mechanisms in minimal quantity lubrication machining of an aluminum alloy. *Wear*, Vol. 260 (2006), pp. 339-344.
127. J.Barry, G.Byrne. The mechanisms of chip formation in machining hardened steels. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 124 (2002), pp. 528-535.
128. Jared, B.H., Dow, T.A.: Investigation and prediction of chip geometry in diamond turning. *Precision Engineering*, Vol. 24 (2000), pp. 88-96.
129. Jawahir, I.S., Balaji, A.K., Rouch, K.E., Baker, J.R.: Towards integration of hybrid models for optimized machining performance in intelligent manufacturing systems. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 139 (2003), pp. 488-498.
130. Jin, L., Sandström, R.: Machinability data applied to materials selection. *Materials and Design*, Vol. 15 (1994), pp. 339-346.

131. Kadirgama, K., Abou-El-Hossein, K.A., Noor, M.M., Sharma, K.V., Mohammad, B.: Tool life and wear mechanism when machining Hastelloy C-22HS. *Wear*, Vol. 270 (2011), pp. 258-268.
132. Kalpakjian, S.: *Manufacturing processes for engineering materials*, 5th ed. Pearson Education, 1991.
133. Kappmeyer, G., Hubig, C., Hardy, M., Witty, M., Busch, M.: Modern Machining of Advanced Aerospace Alloys - Enabler for Quality and Performance. *Procedia CIRP*, Vol. 1 (2012), pp. 28-43.
134. Karayel, D.: Prediction and control of surface roughness in CNC lathe using artificial neural network. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 3125-3137.
135. Karpat, Y., Özel, T.: Multi-objective optimization for turning processes using neural network modeling and dynamic-neighborhood particle swarm optimization. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 35 (2008), pp. 234-247.
136. Kelly, J.F., Cotterell, M.G.: Minimal lubrication machining of aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 120 (2002), pp. 327-334.
137. Khanna, N., Garay, A., Iriarte, L.M., Soler, D., Sangwan, K.S., Arrazola, P.J.: Effect of heat Treatment Conditions on the Machinability of Ti64 and Ti54M Alloys. *Procedia CIRP*, Vol. 1 (2012), pp. 477-482.
138. Kikuchi, M.: The use of cutting temperature to evaluate the machinability of titanium alloys. *Acta Biomaterialia*, Vol. 5 (2009), pp. 770-775.
139. Kim, H.-G., Sim, J.-H., Kweon, H.-J.: Performance evaluation of chip breaker utilizing neural network. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 647-656.
140. Kishawy, H.A., Dumitrescu, M., Ng, E.G., Elbestawi, M.A.: Effect of coolant strategy on tool performance, chip morphology and surface quality during high-speed machining of A356 aluminum alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45 (2005), pp. 219-227.
141. Klocke, F.: *Machining and Machinability*, Encyclopedia of Materials: Science and Technology (Second Edition), Elsevier, Oxford, 2001, pp. 4683-4688.
142. Klocke, F., Eisenblätter, G., Krieg, T.: *Machining: Wear of Tools*, Encyclopedia of Materials: Science and Technology (Second Edition), Elsevier, Oxford, 2001, pp. 4708-4711.
143. Knüwer, M.: Metal Materials in Airbus A380. *Proceedings of 2nd Izmir Global Aerospace & Offset Conference*, Izmir (Turkey) 2010.
144. König, W., Erinski, D.: Machining and Machinability of Aluminium Cast Alloys. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 32 (1983), pp. 535-540.
145. Kopač, J.: Influence of cutting material and coating on tool quality and tool life. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 78 (1998), pp. 95-103.
146. Kopač, J., Babor, M., Soković, M.: Optimal machining parameters for achieving the desired surface roughness in fine turning of cold pre-formed steel workpieces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42 (2002), pp. 707-716.

147. Korkut, I., Donertas, M.A.: The influence of feed rate and cutting speed on the cutting forces, surface roughness and tool–chip contact length during face milling. *Materials and Design*, Vol. 28 (2007), pp. 308-312.
148. Kouadri, S., Necib, K., Atlati, S., Haddag, B., Nouari, M.: Quantification of the chip segmentation in metal machining: Application to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented carbide tools WC-Co. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 64 (2013), pp. 102-113.
149. Kuehl, R.O.: *Design of Experiments: Statistical Principles of Research Design and Analysis*. Brooks/Cole, 2000.
150. Kumar Sahoo, A., Sahoo, B.: Performance studies of multilayer hard surface coatings (TiN/TiCN/Al₂O₃/TiN) of indexable carbide inserts in hard machining: Part-II (RSM, grey relational and techno economical approach). *Measurement* (in press).
151. Kutz, Myer: *Mechanical Engineers' Handbook - Materials and Mechanical Design* (3rd Edition). John Wiley & Sons, 2006.
152. Kwon, Y., Fischer, G.W.: A novel approach to quantifying tool wear and tool life measurements for optimal tool management. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43 (2003), pp. 359-368.
153. Lee, K.Y., Kang, M.C., Jeong, Y.H., Lee, D.W., Kim, J.S.: Simulation of the surface roughness and profile in high speed end milling. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 113 (2001), pp. 410–415.
154. Lefebvre, A., Lanzetta, F., Lipinski, P., Torrance, A.A.: Measurement of grinding temperatures using a foil/workpiece thermocouple. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 58 (2012), pp. 1-10.
155. Lezanski, P., Shaw, M.C.: Tool face temperatures in high speed milling. *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 112 (1990), pp. 132–135.
156. Li, L., He, N., Wang, M., Wang, Z.G.: High speed cutting of Inconel 718 with coated carbide and ceramic inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 129 (2002), pp. 127-130.
157. Lin, S.C., Chang, M.F.: A study on the effects of vibrations on the surface finish using a surface topography simulation model for turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 38 (1998), pp. 763-782.
158. List, G., Nouari, M., Géhin, D., Gomez, S., Manaud, J.P., Le Petitcorps, Y., Girot, F.: Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy. *Wear*, Vol. 259 (2005), pp. 1177-1189.
159. Liu, X.L., Wen, D.H., Li, Z.J., Xiao, L., Yan, F.G.: Cutting temperature and tool wear of hard turning hardened bearing steel. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 129 (2002), pp. 200-206.
160. Liu, Z., An, Q., Xu, J., Chen, M., Han, S.: Wear performance of (nc-AlTiN)/(a-Si₃N₄) coating and (nc-AlCrN)/(a-Si₃N₄) coating in high-speed machining of titanium alloys under dry and Minimum Quantity Lubrication (MQL) conditions. *Wear* (In press).

161. López de Lacalle, L.N., Angulo, C., Lamikiz, A., Sánchez, J.A.: Experimental and numerical investigation of the effect of spray cutting fluids in high speed milling. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 172 (2006), pp. 11-15.
162. Lu, C.: Study on prediction of surface quality in machining process. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 205 (2008), pp. 439-450.
163. Luo, C., Zhou, X., Thompson, G.E., Hughes, A.E.: Observations of intergranular corrosion in AA2024-T351: The influence of grain stored energy. *Corrosion Science*, Vol. 61 (2012), pp. 35-44.
164. M'Saoubi, R., Chandrasekaran, H.: Investigation of the effects of tool micro-geometry and coating on tool temperature during orthogonal turning of quenched and tempered steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 44 (2004), pp. 213-224.
165. Mabrouki, T., Girardin, F., Asad, M., Rigal, J.-F.: Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351). *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 48 (2008), pp. 1187-1197.
166. *Machining, Tool and Manufacturing Engineers Handbook, Volume 1, Fourth Edition.*
167. Maranhão, C., Paulo Davim, J.: Finite element modelling of machining of AISI 316 steel: Numerical simulation and experimental validation. *Simulation Modelling Practice and Theory*, Vol. 18 (2010), pp. 139-156.
168. Marcos-Bárcena, M., Sebastián-Pérez, M.A., Contreras-Samper, J.P., Sánchez-Carrilero, M., Sánchez-López, M., Sánchez-Sola, J.M.: Study of roundness on cylindrical bars turned of aluminium-copper alloys UNS A92024. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 162-163 (2005), pp. 644-648.
169. Martini, C., Morri, A.: Face milling of the EN AB-43300 aluminum alloy by PVD- and CVD-coated cemented carbide inserts. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Vol. 29 (2011), pp. 662-673.
170. Mayer, J.R.R., Phan, A.-V., Cloutier, G.: Prediction of diameter errors in bar turning: a computationally effective model. *Applied Mathematical Modelling*, Vol. 24 (2000), pp. 943-956.
171. McGeough, J.A.: *Advanced Methods of Machining*. Springer, 1988.
172. Medvedeva, A., Bergström, J., Gunnarsson, S., Krakhmalev, P., Nordh, L.G.: Influence of nickel content on machinability of a hot-work tool steel in prehardened condition. *Materials and Design*, Vol. 32 (2011), pp. 706-715.
173. Megson, T.H.G.: Chapter 11 - Materials, *Aircraft Structures for Engineering Students (Fifth Edition)*, Butterworth-Heinemann, Boston, 2013, pp. 371-393.
174. Meng, Q., Arsecularatne, J.A., Mathew, P.: Calculation of optimum cutting conditions for turning operations using a machining theory. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 40 (2000), pp. 1709-1733.
175. *Metals and Alloys in the Unified Numbering System (UNS)*, 11 ed. ASTM International, West Conshohocken (USA), 2008.

176. Miko, E., Nowakowski, Ł.: Analysis and Verification of Surface Roughness Constitution Model After Machining Process. *Procedia Engineering*, Vol. 39 (2012), pp. 395-404.
177. Miracle, D.B.: Metal matrix composites – From science to technological significance. *Composites Science and Technology*, Vol. 65 (2005), pp. 2526-2540.
178. Molinari, A., Nouari, M.: Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting. *Wear*, Vol. 252 (2002), pp. 135-149.
179. Mondolfo, L.F.: *Aluminium Alloys: Structure and properties*. Butterworths, London (United Kingdom), 1976.
180. Morehead, M., Huang, Y., Ted Hartwig, K.: Machinability of ultrafine-grained copper using tungsten carbide and polycrystalline diamond tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 47 (2007), pp. 286-293.
181. Muñoz-Escalona, P., Cassier, Z.: Influence of the critical cutting speed on the surface finish of turned steel. *Wear*, Vol. 218 (1998), pp. 103-109.
182. Nandi, A.K., Pratihari, D.K.: An expert system based on FBFN using a GA to predict surface finish in ultra-precision turning. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 155–156 (2004), pp. 1150-1156.
183. Nayyar, V., Kaminski, J., Kinnander, A., Nyborg, L.: An Experimental Investigation of Machinability of Graphitic Cast Iron Grades; Flake, Compacted and Spheroidal Graphite Iron in Continuous Machining Operations. *Procedia CIRP*, Vol. 1 (2012), pp. 488-493.
184. Newman, S.T., Nassehi, A., Imani-Asrai, R., Dhokia, V.: Energy efficient process planning for CNC machining. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, Vol. 5 (2012), pp. 127-136.
185. Ng, E.G., Szablewski, D., Dumitrescu, M., Elbestawi, M.A., Sokolowski, J.H.: High Speed Face Milling of a Aluminium Silicon Alloy Casting. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 53 (2004), pp. 69-72.
186. Noordin, M.Y., Venkatesh, V.C., Sharif, S., Elting, S., Abdullah, A.: Application of response surface methodology in describing the performance of coated carbide tools when turning AISI 1045 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 145 (2004), pp. 46-58.
187. Nouari, M., List, G., Girot, F., Coupard, D.: Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys. *Wear*, Vol. 255 (2003), pp. 1359-1368.
188. Oberg, E., Jones, F.D., Horton, H.L., Ryffel, H.H.: *Machinery's Handbook & Guide to Machinery's Handbook*. Industrial Press (2004), pp. 1143–1146.
189. Obikawa, T., Matsumura, T., Shirakashi, T., Usui, E.: Wear characteristic of alumina coated and alumina ceramic tools. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 63 (1997), pp. 211-216.
190. Obikawa, T., Yamaguchi, M., Funai, K., Kamata, Y., Yamada, S.: Air jet assisted machining of nickel-base superalloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 61 (2012), pp. 20-26.

191. Ozcatalbas, Y., Ercan, F.: The effects of heat treatment on the machinability of mild steels. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 136 (2003), pp. 227-238.
192. Özel, T., Karpat, Y.: Predictive modeling of surface roughness and tool wear in hard turning using regression and neural networks. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45 (2005), pp. 467-479.
193. Park, S.J., Kim, D.H., Lee, C.M.: A study determining the optimal machining conditions for a 40,000 rpm ultra high speed spindle system. *Precision Engineering*, Vol. 36 (2012), pp. 451-457.
194. Parra, A.G., Álvarez, M., Salguero, J., Batista, M., Marcos, M.: Analysis of the evolution of the Built-Up Edge and Built-Up Layer formation mechanisms in the dry turning of aeronautical aluminium alloys. *Advanced Materials Research*, Vol. 498 (2012), pp. 133-138.
195. Peláez Vara, J., Martínez Puras, A., Ruiz Calvo, J., Ramos Barbero, B.: Modelo experimental para determinar la rugosidad en el torneado, en función de la profundidad de pasada, avance y velocidad de corte. *Anales de Ingeniería Mecánica*, Vol. 3 (2003), pp. 1682-1686.
196. Pereira, A.A., Boehs, L., Guesser, W.L.: The influence of sulfur on the machinability of gray cast iron FC25. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 179 (2006), pp. 165-171.
197. Polmear, I.J.: 4 - Cast aluminium alloys, *Light Alloys (Fourth Edition)*, Butterworth-Heinemann, Oxford, 2005, pp. 205-235.
198. Polmear, I.J.: 3 - Wrought aluminium alloys, *Light Alloys (Fourth Edition)*, Butterworth-Heinemann, Oxford, 2005, pp. 97-204.
199. Ponce, M.B., Rondan, S., Sebastian, M.A., Gomez, A., Mayuet, P.F., Marcos, M.: Energy Lifecycle Management: a New Concept for Managing the Energy Efficiency in Manufacturing Processes. *Proceedings of 22nd International DAAAM Symposium*, Vienna (Austria) 2011.
200. Pontes, F.J., Paiva, A.P.d., Balestrassi, P.P., Ferreira, J.R., Silva, M.B.d.: Optimization of Radial Basis Function neural network employed for prediction of surface roughness in hard turning process using Taguchi's orthogonal arrays. *Expert Systems with Applications*, Vol. 39 (2012), pp. 7776-7787.
201. Poulachon, G., Moisan, A., Jawahir, I.S.: Tool-wear mechanisms in hard turning with polycrystalline cubic boron nitride tools. *Wear*, Vol. 250 (2001), pp. 576-586.
202. Puchi-Cabrera, E.S., Staia, M.H., Santana, Y.Y., Mora-Zorrilla, E.J., Lesage, J., Chicot, D., La Barbera-Sosa, J.G., Ochoa-Perez, E., Villalobos-Gutierrez, C.J.: Fatigue behavior of AA7075-T6 aluminum alloy coated with a WC-10Co-4Cr cermet by HVOF thermal spray. *Surface and Coatings Technology* (in press).
203. Puertas Arbizu, I., Luis Pérez, C.J.: Surface roughness prediction by factorial design of experiments in turning processes. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 143-144 (2003), pp. 390-396.

204. Pusavec, F., Krajnik, P., Kopac, J.: Transitioning to sustainable production – Part I: application on machining technologies. *Journal of Cleaner Production*, Vol. 18 (2010), pp. 174-184.
205. Pusavec, F., Kramar, D., Krajnik, P., Kopac, J.: Transitioning to sustainable production – part II: evaluation of sustainable machining technologies. *Journal of Cleaner Production*, Vol. 18 (2010), pp. 1211-1221.
206. Pusavec, F., Hamdi, H., Kopac, J., Jawahir, I.S.: Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy—Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 211 (2011), pp. 773-783.
207. Pusavec, F.: Porous tungsten machining under cryogenic conditions. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Vol. 35 (2012), pp. 84-89.
208. Qi, H.S., Mills, B.: On the formation mechanism of adherent layers on a cutting tool. *Wear*, Vol. 198 (1996), pp. 192-196.
209. Rajemi, M.F., Mativenga, P.T., Aramcharoen, A.: Sustainable machining: selection of optimum turning conditions based on minimum energy considerations. *Journal of Cleaner Production*, Vol. 18 (2010), pp. 1059-1065.
210. Rao, B., Shin, Y.C.: Analysis on high-speed face-milling of 7075-T6 aluminum using carbide and diamond cutters. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 41 (2001), pp. 1763-1781.
211. Rashad, R.M., El-Hossainy, T.M.: Machinability of 7116 Structural Aluminum Alloy. *Materials and Manufacturing Processes*, Vol. 21 (2006), pp. 23-27.
212. Reddy, R.G., DeVor, R.E., Kapoor, S.G.: A mechanistic force model for combined axial–radial contour turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 41 (2001), pp. 1551-1572.
213. Risbood, K.A., Dixit, U.S., Sahasrabudhe, A.D.: Prediction of surface roughness and dimensional deviation by measuring cutting forces and vibrations in turning process. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 132 (2003), pp. 203-214.
214. Rotella, G., Dillon Jr, O.W., Umbrello, D., Settineri, L., Jawahir, I.S.: Finite element modeling of microstructural changes in turning of AA7075-T651 Alloy. *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 15 (2013), pp. 87-95.
215. Rubio, E.M., Camacho, A.M., Sánchez, J.M., Marcos, M.: Evolución de la calidad superficial con la longitud de mecanizado en el torneado de aleaciones de Al-Cu. *Actas del XV Congreso de Máquinas-Herramienta y Tecnología de Fabricación*, San Sebastián (España), 2004.
216. Rubio, E.M., Camacho, A.M., Sánchez-Sola, J.M., Marcos, M.: Surface roughness of AA7050 alloy turned bars: Analysis of the influence of the length of machining. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 162–163 (2005), pp. 682-689.
217. Rubio, E.M., Camacho, A.M., Sánchez-Sola, J.M., Marcos, M.: Chip arrangement in the dry cutting of aluminium alloys. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, Vol. 16 (2006), pp. 164-170.

218. Sadighi, M., Alderliesten, R.C., Benedictus, R.: Impact resistance of fiber-metal laminates: A review. *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 49 (2012), pp. 77-90.
219. Sahin, Y.: Comparison of tool life between ceramic and cubic boron nitride (CBN) cutting tools when machining hardened steels. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 3478-3489.
220. Sahoo, A.K., Pradhan, S., Rout, A.K.: Development and machinability assessment in turning Al/SiCp-metal matrix composite with multilayer coated carbide insert using Taguchi and statistical techniques. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, Vol. 13 (2013), pp. 27-35.
221. Salguero, J., Batista, M., Carrilero, M.S., Álvarez, M., Marcos, M.: Sustainable manufacturing in aerospace industry. Analysis of the viability of intermediate stages elimination in sheet processing. *Advanced Materials Research*, Vol. 107 (2010), pp. 9-14.
222. Salguero, J., Batista, M., Sánchez, J.A., Marcos, M.: An XPS study of the stratified Built-Up Layers developed onto the tool surface in the dry drilling of Ti Alloys. *Advanced Materials Research*, Vol. 223 (2011), pp. 564-572.
223. Salguero, J., Gómez, A., Carrilero, M.S., Batista, M., Álvarez, M., Marcos, M.: Roughness prediction models for tangential cutting forces in the dry turning of Al-Cu alloys. *Proceedings of 14th International Conference on Advances in Material Processing Technologies (AMPT), Estambul 2011*.
224. Salguero, J., Gerez, J., Batista, M., Garófano, J.E., Marcos, M.: A study of macrogeometrical deviations in the dry turning of UNS R56400 Ti Alloy. *Applied Mechanics and Materials*, Vol. 152-154 (2012), pp. 613-617.
225. Salguero, J.: Análisis, Evaluación y Propuestas de Mejora del Rendimiento del Mecanizado de Alta Velocidad de Aleaciones de Aluminio de Interés en la Industria Aeronáutica. Tesis Doctoral, Universidad de Cádiz, 2013.
226. Salomon, C.: Critical Machining Velocities. German Patent No. 523594.
227. Sánchez-Carrilero, M., Sánchez-Sola, J.M., González, J.M., Contreras, J.P., Marcos, M.: Cutting forces compatibility based on a plasticity model.: Application to the oblique cutting of the AA2024 alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42 (2002), pp. 559-565.
228. Sánchez-Sola, J.M., Sebastián, M.A., Carrilero, M.S., González, J.M., Marcos, M.: Characterisation of the Built-Up Edge and the Built-Up Layer in the machining process of AA7050 alloy. *Rev. Metal* (2005), pp. 365-368.
229. Sánchez-Sola, J.M., Rubio, E., Sebastián, M.A., Cano, M.J., Marcos, M.: Estudio Morfológico de la Viruta en el Torneado en Seco de Aleaciones de Aluminio. Relación con la Calidad Superficial. *Proceedings of IX Congreso Nacional de Materiales, Vigo (España) 2006*.
230. Sánchez Carrilero, M., Marcos, M.: Relaciones paramétricas en el mecanizado, 1 ed. Servicio de publicaciones de la UCA, Cádiz, 1994.

231. Sánchez Carrilero, M., Marcos, M.: On the Machinability of Aluminium and Aluminium Alloys. *Journal of the Mechanical Behavior of Materials*, Vol. 7 (1996), pp. 179-193.
232. Sánchez Carrilero, M., Marcos Bárcena, M., Álvarez Alcón, M., Sánchez López, M., Contreras Samper, J.P.: Relaciones paramétricas asociadas a la maquinabilidad de aleaciones de aluminio-cobre. *Anales de Ingeniería Mecánica*, Vol. 11 (1997), pp. 59-66.
233. Sánchez Carrilero, M., Marcos, M., Álvarez, M., Sánchez, M., González, F.: Predicción dinamométrica del comportamiento de la aleación AA2024 en los procesos de mecanizado en un rango de velocidades moderada. *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, Vol. 36 (1997), pp. 222-225.
234. Sánchez Carrilero, M., Marcos Bárcena, M., González Madrigal, J.M., Álvarez Alcón, M., Díaz Vázquez, J.E.: Estudio mediante técnicas S.E.M. y E.D.S. del filo adherido (B.U.E.) y la capa adherida (B.U.L.) en el mecanizado de aleaciones ligeras. *Anales de Ingeniería Mecánica*, Vol. 12 (1998), pp. 269-274.
235. Sánchez, J.M., Marcos, M., Sebastián, M.A., Sánchez, M., González, J.M.: Modelo paramétrico de la Fuerza de corte para el torneado de la aleación AA2024. *Bol. Soc. Esp. Ceram. V.*, Vol. 43 (2004), pp. 179-181.
236. Sánchez, J.M., Rubio, E., Álvarez, M., Sebastián, M.A., Marcos, M.: Microstructural characterisation of material adhered over cutting tool in the dry machining of aerospace aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 164–165 (2005), pp. 911-918.
237. Sánchez, J.M., Rubio, E., Sebastián, M.A., Sevilla, L., Marcos, M.: Relaciones entre la tipología de la viruta y la rugosidad superficial en el torneado en seco de aleaciones de aluminio aeronáutico. *Proceedings of MESIC 2007*, Madrid (España) 2007.
238. Sánchez Sola, J.M., Marcos Bárcena, M., Sebastián Pérez, M.Á., Rubio Alvir, E.M., Martínez Ruiz, A.: La precisión geométrica en el mecanizado de barras cilíndricas de aleación de Aluminio-Zinc, basado en mediciones de oscilación radial. *Actas del XVIII Congreso Internacional de Ingeniería Gráfica*, Sitges, 2006.
239. Sánchez Sola, J.M.: Análisis Paramétrico del Mecanizado de Aleaciones de Aluminio. Relación con la Topografía de las Muestras Mecanizadas. Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Educación a Distancia, Madrid, 2004.
240. Sánchez Sola, J.M., Batista, M., Salguero, J., Gómez, A., Marcos, M.: Cutting speed-feed based parametric model for macro-geometrical deviations in the dry turning of UNS A92024 Al-Cu alloys. *Key Engineering Materials*, Vol. 504-506 (2012), pp. 1311-1316.
241. Sandvik-Coromant: *Modern Metal Cutting - A Practical Handbook*. Sandvik Coromant, Suecia, 1996.
242. Sebastian, M.A., Sanchez-Sola, J.M., Carrilero, M.S., Gonzalez, J.M., Alvarez, M., Marcos, M.: Parametric Model for Predicting Surface Finish of Machined UNS A92024 Alloy Bars. *Journal for Manufacturing Science and Production*, Vol. 4 (2002), pp. 181-188.

243. Sebastian, M.A., Sanchez, J.M., Rubio, E., Carrilero, M.S., Diaz, J.E., Marcos, M.: BUE and BUL formation mechanisms in dry cutting of AA7050 alloy. Proceedings of 14th International DAAAM Symposium, Vienna (Austria) 2003.
244. Sebastián, M.A., Sánchez Sola, J.M., Carrilero, M.S., Álvarez, M., Marcos, M.: Turned aluminium alloys surface finish monitoring through cutting force measurements. The International Journal for Manufacturing Science and Production, Vol. 4 (2002), pp. 211-220.
245. Sebastián Pérez, M.Á., Marcos Bárcena, M., Rubio Alvir, E.M., Sánchez Sola, J.M.: Estudio de los parámetros de acabado superficial en el mecanizado de la aleación de Al-Cu AA2024. Aplicación de UNE-EN ISO 4288 y UNE-EN ISO 1302. Actas del XVII Congreso Internacional de Ingeniería Gráfica y XV ADM. Sevilla, 2005.
246. Segonds, S., Cohen, G., Landon, Y., Monies, F., Lagarrigue, P.: Characterising the behaviour of workpieces under the effect of tangential cutting force during NC turning: Application to machining of slender workpieces. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 171 (2006), pp. 471-479.
247. Segreto, T., Simeone, A., Teti, R.: Chip form Classification in Carbon Steel Turning through Cutting Force Measurement and Principal Component Analysis. Procedia CIRP, Vol. 2 (2012), pp. 49-54.
248. Şeker, U., Hasirci, H.: Evaluation of machinability of austempered ductile irons in terms of cutting forces and surface quality. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 173 (2006), pp. 260-268.
249. Serrano, I., Osés, R., Canflanca, B., Lagos, M., Caño, M., Fernández, S., Ferreiro, S.: Materiales Metálicos de Uso Frecuente en Aeronáutica: Aleaciones Ligeras Al-Li, en: Revista Digital Metalmecánica, 2012.
250. Shao, H., Liu, L., Qu, H.L.: Machinability study on 3%Co–12%Cr stainless steel in milling. Wear, Vol. 263 (2007), pp. 736-744.
251. Sharma, V.S., Dhiman, S., Sehgal, R., Sharma, S.K.: Estimation of cutting forces and surface roughness for hard turning using neural networks. Journal of Intelligent Manufacturing, Vol. 19 (2008), pp. 473-483.
252. Shaw, M.C.: Metal Cutting Principles. Oxford University Press, London (UK), 1984.
253. Shaw Milton, C.: Metal Cutting Principles, 2nd ed., New York (USA), 2005.
254. Shokrani, A., Dhokia, V., Newman, S.T.: Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 57 (2012), pp. 83-101.
255. Sikdar, S.K., Chen, M.: Relationship between tool flank wear area and component forces in single point turning. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 128 (2002), pp. 210-215.
256. Siow, P.C., A. Ghani, J., Ghazali, M.J., Jaafar, T.R., Selamat, M.A., Che Haron, C.H.: Characterization of TiCN and TiCN/ZrN coatings for cutting tool application. Ceramics International, Vol. 39 (2013), pp. 1293-1298.

257. Sivaraman, V., Sankaran, S., Vijayaraghavan, L.: Machinability of Multiphase Microalloyed Steel. *Procedia CIRP*, Vol. 2 (2012), pp. 55-59.
258. Smith, R.E.: *Machining of metal*. McKnight & McKnight, 1949.
259. Soković, M., Mijanović, K.: Ecological aspects of the cutting fluids and its influence on quantifiable parameters of the cutting processes. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 109 (2001), pp. 181-189.
260. Songmene, V., Khettabi, R., Zaghbani, I., Kouam, J., Djebara, A.: *Machining and Machinability of Aluminum Alloys*. InTech, Croatia, 2011.
261. Soutis, C.: Carbon fiber reinforced plastics in aircraft construction. *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 412 (2005), pp. 171-176.
262. Sreejith, P.S., Ngoi, B.K.A.: Dry machining: Machining of the future. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 101 (2000), pp. 287-291.
263. Ståhl, J.E., Schultheiss, F., Hägglund, S.: Analytical and Experimental Determination of the Ra Surface Roughness during Turning. *Procedia Engineering*, Vol. 19 (2011), pp. 349-356.
264. Stephenson, D.A., Agapiou, D.A.S.J.S.: *Metal Cutting Theory And Practice*. Taylor & Francis Group, 2006.
265. Suresh, R., Basavarajappa, S., Gaitonde, V.N., Samuel, G.L.: Machinability investigations on hardened AISI 4340 steel using coated carbide insert. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Vol. 33 (2012), pp. 75-86.
266. Suresh, R., Basavarajappa, S., Samuel, G.L.: Some studies on hard turning of AISI 4340 steel using multilayer coated carbide tool. *Measurement*, Vol. 45 (2012), pp. 1872-1884.
267. Sutter, G., Ranc, N.: Temperature fields in a chip during high-speed orthogonal cutting—An experimental investigation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 47 (2007), pp. 1507-1517.
268. Sutter, G., List, G.: Very high speed cutting of Ti-6Al-4V titanium alloy – change in morphology and mechanism of chip formation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 66 (2013), pp. 37-43.
269. Tangjitsitcharoen, S.: In-process monitoring and detection of chip formation and chatter for CNC turning. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209 (2009), pp. 4682-4688.
270. Tash, M., Samuel, F.H., Mucciardi, F., Doty, H.W., Valtierra, S.: Effect of metallurgical parameters on the machinability of heat-treated 356 and 319 aluminum alloys. *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 434 (2006), pp. 207-217.
271. Taylor, F.M.: On the art of cutting metals. *Transaction of American Society of Mechanical Engineers*, Vol. 28 (1907).
272. Teti, R., Jawahir, I.S., Jemielniak, K., Segreto, T., Chen, S., Kossakowska, J.: Chip Form Monitoring through Advanced Processing of Cutting Force Sensor Signals. *CIRP Annals*, Vol. 55 (2006), pp. 75-80.

273. Thakur, D.G., Ramamoorthy, B., Vijayaraghavan, L.: Study on the machinability characteristics of superalloy Inconel 718 during high speed turning. *Materials and Design*, Vol. 30 (2009), pp. 1718-1725.
274. Thepsonthi, T., Özel, T.: Experimental and finite element simulation based investigations on micro-milling Ti-6Al-4V titanium alloy: Effects of cBN coating on tool wear. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 213 (2013), pp. 532-542.
275. Thomas, M., Beauchamp, Y.: Statistical investigation of modal parameters of cutting tools in dry turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43 (2003), pp. 1093-1106.
276. Topal, E.S., Çoğun, C.: A cutting force induced error elimination method for turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 170 (2005), pp. 192-203.
277. Toropov, A., Ko, S.L.: Prediction of tool-chip contact length using a new slip-line solution for orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43 (2003), pp. 1209-1215.
278. Tosun, N., Özler, L.: A study of tool life in hot machining using artificial neural networks and regression analysis method. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 124 (2002), pp. 99-104.
279. Totten, G.E., MacKenzie, D.S.: *Handbook of Aluminum: Vol. 1: Physical Metallurgy and Processes*. Taylor & Francis, 2003.
280. Trent, E.M.: Metal cutting and the tribology of seizure: II movement of work material over the tool in metal cutting. *Wear*, Vol. 128 (1988), pp. 47-64.
281. Trent, E.M., Wright, J.R.: *Metal cutting*, 4th ed. Butterworth-Heinemann, 2000.
282. Tschätsch, H.: *Applied Machining Technology*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009.
283. Ugarte, A., M'Saoubi, R., Garay, A., Arrazola, P.J.: Machining Behaviour of Ti-6Al-4V and Ti-5553 Alloys in Interrupted Cutting with PVD Coated Cemented carbide. *Procedia CIRP*, Vol. 1 (2012), pp. 202-207.
284. Uhlmann, E., Lachmund, U., Brücher, M.: Wear behavior of HFCVD-diamond coated carbide and ceramic tools. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 131 (2000), pp. 395-399.
285. Umbrello, D.: Finite element simulation of conventional and high speed machining of Ti6Al4V alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 196 (2008), pp. 79-87.
286. Vargel, C., Jacques, M., Schmidt, M.P.: Chapter A.5 - Selection Criteria for Aluminium Alloys, *Corrosion of Aluminium*, Elsevier, Amsterdam, 2004, pp. 73-76.
287. Vargel, C., Jacques, M., Schmidt, M.P.: Chapter A.3 - The Metallurgy of Aluminium, *Corrosion of Aluminium*, Elsevier, Amsterdam, 2004, pp. 23-57.
288. Venkata Rao, R., Gandhi, O.P.: Digraph and matrix methods for the machinability evaluation of work materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42 (2002), pp. 321-330.

289. Viharos, Z.J., Markos, S., Szekeres, C.: ANN- Based Chip-form classification in turning. Proceedings of XVII IMEKO World Congress Dubrovnik, Croatia 2003.
290. Vogelesang, L.B., Vlot, A.: Development of fibre metal laminates for advanced aerospace structures. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 103 (2000), pp. 1-5.
291. Wanigarathne, P.C., Kardekar, A.D., Dillon, O.W., Poulachon, G., Jawahir, I.S.: Progressive tool-wear in machining with coated grooved tools and its correlation with cutting temperature. *Wear*, Vol. 259 (2005), pp. 1215-1224.
292. Wittenberg, T.C., van Baten, T.J., de Boer, A.: Design of fiber metal laminate shear panels for ultra-high capacity aircraft. *Aircraft Design*, Vol. 4 (2001), pp. 99-113.
293. Wright, P.K., E.M. Trent. Metallographic methods of determining temperature gradients in cutting tools. *Journal of the Iron and Steel Institute*, Vol. 211 (1973), pp. 364–388.
294. Xiong, J., Guo, Z., Yang, M., Wan, W., Dong, G.: Tool life and wear of WC–TiC–Co ultrafine cemented carbide during dry cutting of AISI H13 steel. *Ceramics International*, Vol. 39 (2013), pp. 337-346.
295. Xue, C., Chen, W.: Adhering layer formation and its effect on the wear of coated carbide tools during turning of a nickel-based alloy. *Wear*, Vol. 270 (2011), pp. 895-902.
296. Yen, Y.-C., Jain, A., Altan, T.: A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 146 (2004), pp. 72-81.
297. Yoshikawa, H., Nishiyama, A.: CVD diamond coated insert for machining high silicon aluminum alloys. *Diamond and Related Materials*, Vol. 8 (1999), pp. 1527-1530.
298. Yousefi, R., Ichida, Y.: A study on ultra–high-speed cutting of aluminium alloy:: Formation of welded metal on the secondary cutting edge of the tool and its effects on the quality of finished surface. *Precision Engineering*, Vol. 24 (2000), pp. 371-376.
299. Youssef, H.A., El-Hofy, H.: *Machining Technology: Machine Tools and Operations*. Taylor & Francis, 2008.
300. Yuan, S.M., Yan, L.T., Liu, W.D., Liu, Q.: Effects of cooling air temperature on cryogenic machining of Ti–6Al–4V alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 211 (2011), pp. 356-362.
301. Yvonnet, J., Umbrello, D., Chinesta, F., Micari, F.: A simple inverse procedure to determine heat flux on the tool in orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46 (2006), pp. 820-827.
302. Zander, J., Sandström, R.: Modelling technological properties of commercial wrought aluminium alloys. *Materials and Design*, Vol. 30 (2009), pp. 3752-3759.
303. Zedan, Y., Samuel, F.H., Samuel, A.M., Doty, H.W.: Effects of Fe intermetallics on the machinability of heat-treated Al–(7–11)% Si alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 210 (2010), pp. 245-257.

304. Zedan, Y., Alkahtani, S.: Influence of the microstructure on the machinability of heat-treated Al–10.8% Si cast alloys: Role of copper-rich intermetallics. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 213 (2013), pp. 167-179.
305. Zhang, S., Guo, Y.B.: An experimental and analytical analysis on chip morphology, phase transformation, oxidation, and their relationships in finish hard milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 49 (2009), pp. 805-813.
306. Zhang, S., Liu, Z.: A new approach to cutting temperature prediction considering the diffusion layer in coated tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 49 (2009), pp. 619-624.
307. Zhang, S., Li, J.F., Wang, Y.W.: Tool life and cutting forces in end milling Inconel 718 under dry and minimum quantity cooling lubrication cutting conditions. *Journal of Cleaner Production*, Vol. 32 (2012), pp. 81-87.
308. Zhong, Z.W., Khoo, L.P., Han, S.T.: Prediction of surface roughness of turned surfaces using neural networks. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 28 (2006), pp. 688–693.
309. Zhou, J.M., Bushlya, V., Stahl, J.E.: An investigation of surface damage in the high speed turning of Inconel 718 with use of whisker reinforced ceramic tools. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 212 (2012), pp. 372-384.
310. Zitoune, R., Krishnaraj, V., Sofiane Almagbouacif, B., Collombet, F., Sima, M., Jolin, A.: Influence of machining parameters and new nano-coated tool on drilling performance of CFRP/Aluminium sandwich. *Composites Part B: Engineering*, Vol. 43 (2012), pp. 1480-1488.

7.2.2. Legislación y Normativa

1. Directiva 2008/98/CE del Parlamento Europeo y del Consejo de 19 de noviembre de 2008 sobre los residuos y por la que se derogan determinadas Directivas (Texto pertinente a efectos del EEE).
2. ISO 3685. Tool-life testing with single-point turning tools. ISO, Genève (Switzerland), 1993.
3. Ley 22/2011, de 28 de julio, de residuos y suelos contaminados, BOE 181, 29 de julio de 2011.
4. Real decreto 679/2006, de 2 de junio, por el que se regula la gestión de los aceites industriales usados, BOE 132, 3 de junio de 2006.
5. UNE-EN ISO 1302. Especificación geométrica de los productos (GPS). Calidad Superficial: Método del perfil. Indicación de la calidad superficial en la documentación técnica de productos. AENOR, Madrid, 2002.
6. UNE-EN ISO 4287. Especificación geométrica de los productos (GPS). Calidad Superficial: Método del perfil. Términos, definiciones y parámetros del estado superficial. AENOR, Madrid, 1999.

7. UNE-EN ISO 4288. Especificación geométrica de los productos (GPS). Calidad Superficial: Método del perfil. Reglas y procedimientos para la evaluación del estado superficial. AENOR, Madrid, 1998.
8. UNE-EN ISO 14001: Sistemas de gestión ambiental. Requisitos con orientación para su uso. AENOR, Madrid, 2004.
9. UNE 16148. Ensayos de duración de herramientas de torno de corte único. AENOR, Madrid, 1985.
10. UNE 38314: Aluminio y aleaciones de aluminio para forja. Serie 2000. AlCu. Aleación EN AW-2024, EN AW-AlCu4Mg1. AENOR, Madrid, 2000.
11. UNE 38371. Aluminio y aleaciones de aluminio para forja. Serie 7000. AlZn. Aleación EN AW-7075/EN AW-AlZn5.5MgCu. AENOR Madrid, España, 2003.

7.2.3. Páginas Web

1. ALCOA: Producción de aluminio.
<http://www.alcoa.com/>
2. Alumatter: interactive web-based learning tools for aluminium science and technology.
<http://aluminium.matter.org.uk/>
3. Aluplanet: The aluminum portal.
<http://www.aluplanet.com/>
4. Asociación Española de Normalización y Certificación.
<http://www.aenor.es/>
5. BLOG Ingeniería de Materiales.
<http://ingenieriademateriales.wordpress.com/2009/04/17/manual-del-aluminio-y-sus-aleaciones/>
6. Buehler. Imaging and Analysis Equipment.
<http://www.buehler.com>
7. Bureau International des Poids et Mesures.
<http://www.bipm.org/>
8. Capital Aluminium Extrusions Ltd.
<http://www.capalex.co.uk/>
9. Ceratizit: Hard materials matters.
<http://www.ceratizit.com/>
10. European Aluminium Association.
<http://www.alueurope.eu/>
11. European Cutting Tool Association.
<http://www.ecta-tools.org/>

12. IBM. Predictive analytics software and solutions.
<http://www-01.ibm.com/software/analytics/spss>
13. Interempresas: Revista metalmecánica.
<http://www.interempresas.net/MetalMecanica/>
14. International Organization for Standardization.
<http://www.iso.org/>
15. Luminum: Aluminum and Magnesium Information Center.
<http://www.luminum.com/>
16. Mahr Metrology.
<http://www.mahr.com/>
17. Material Property Data.
<http://www.matweb.com/>
18. Oxford Instruments.
<http://www.oxford-instruments.com/>
19. Real Academia Española.
<http://www.rae.es/>
20. Reynold: Lubricantes y auxiliares industriales.
<http://www.reynold.com.ar/>
21. Reynolds Metal Center.
<http://www.reynoldsmetalcentre.co.uk/>
22. Sandvik Coromant Tools.
<http://www.sandvik.coromant.com/>
23. SECO Tools.
<http://www.secotools.com/>
24. The Aluminum Association.
<http://www.aluminum.org/>
25. Wikipedia! Wikifabricación.
<http://es.wikipedia.org/wiki/Wikiproyecto:Wikifabricación>
26. World Aluminum: the website of the International Aluminium Institute.
<http://www.world-aluminium.org/>

Anexos

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Anexo A

Modelo de Informe de Recogida de Datos

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

INFORME ENSAYOS TORNEADO EN SECO

MATERIAL	Aleación de Al-Zn UNS A97075-T6
----------	---------------------------------

HERRAMIENTA	SECO TP-100 Núcleo de CW-Co y recubrimiento de TiN ISO KCMW 11T308FN M	UBICACION		
		Nº CAJA	POSICION	FILO
		0006	02	TP

ID. ENSAYO	0006CR_02_TP_P1_V40_A02_L150
------------	------------------------------

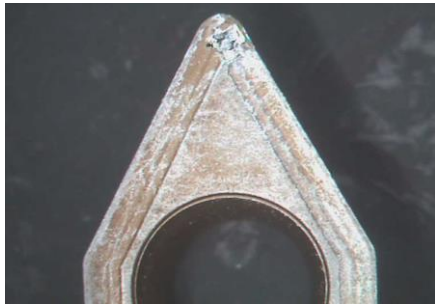
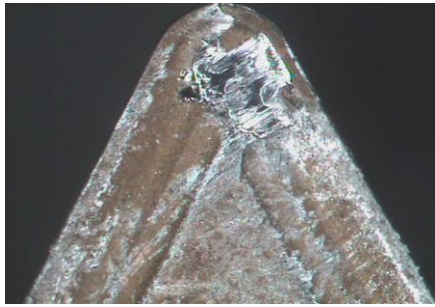
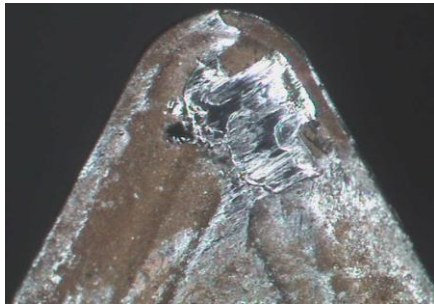
			OBSERVACIONES:
DATOS MECANIZADO	p (mm)	1	
	a (mm/rev)	0,2	
	v (m/min)	40	
	t (seg)	208	
	L (mm)	150	
	Di (mm)	58,70	
	F (mm/min)	43,38	
	S (rpm)	216,9	

IMÁGENES DEL MECANIZADO	
	
IMAGEN INICIAL PLAQUITA	IMAGEN FINAL PLAQUITA

VIDEO:	VIDEO - 0006CR_02_TP_P1_V40_A02_L150.avi
--------	--

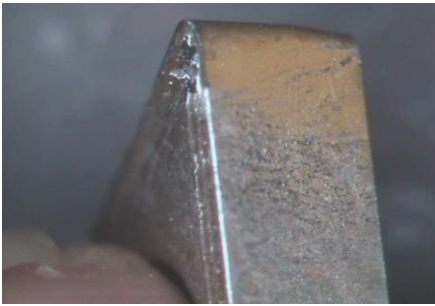
ANÁLISIS HERRAMIENTA MICROSCOPIO ESTEROSCÓPICO

MACROS CARA DESPRENDIMIENTO

		
10X	30X	40X
_X	_X	_X
_X	_X	_X

OBSERVACIONES

Material adherido a la cara de desprendimiento (desgaste por adhesión secundaria).
 Presencia de segundo BUL, posiblemente por extrusión de BUE
 Posible desprendimiento del BUE durante el mecanizado
 Abrasión en cara de desprendimiento

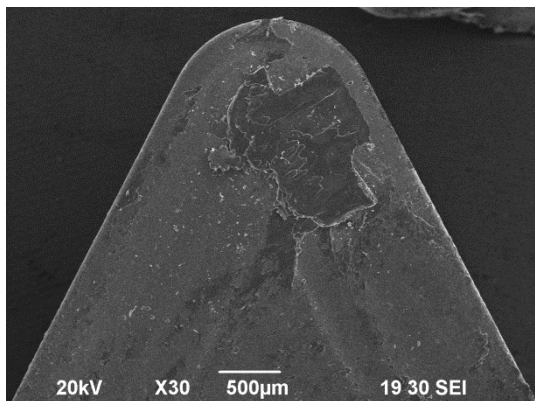
MACROS CARA INCIDENCIA		
		
15X	15X	40X
		
40X	_X	_X
_X	_X	_X

OBSERVACIONES

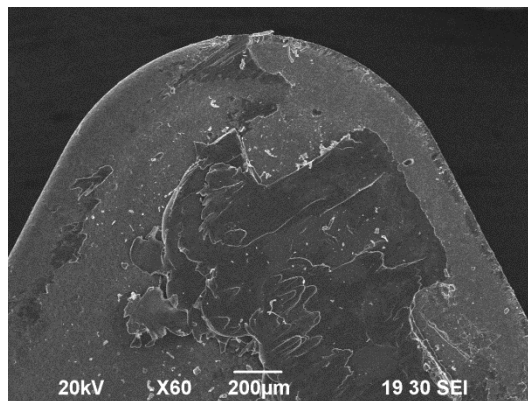
Desgaste por abrasión en la cara de incidencia

ANÁLISIS SEM HERRAMIENTA MICROSCOPIO ELECTRÓNICO

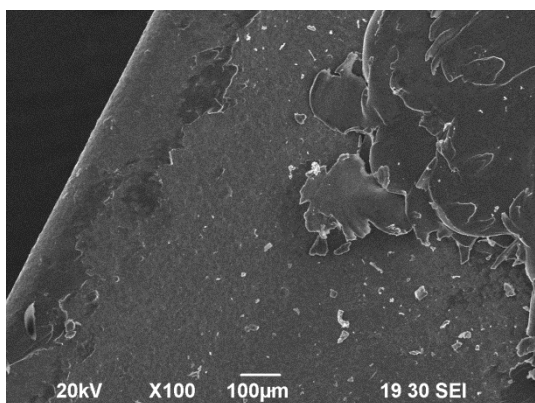
IMÁGENES SEM



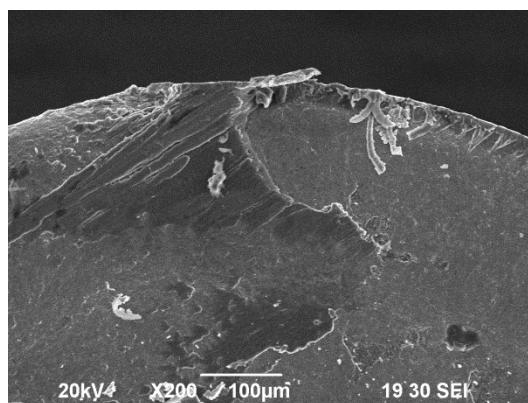
30X



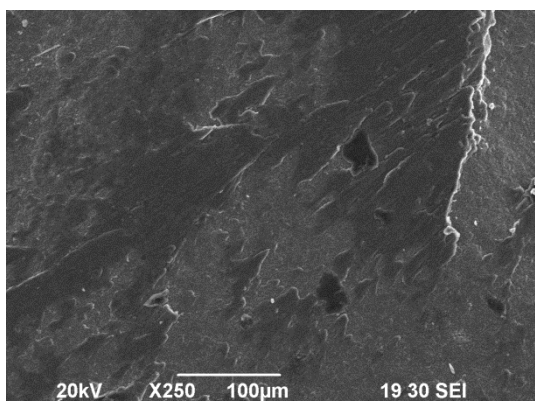
60X



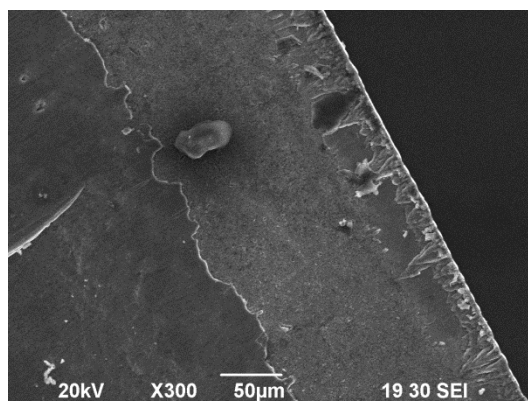
100X



200X



250X



300X

OBSERVACIONES

Posible desprendimiento de filo recrecido (BUE)

Extrusión por la cara de desprendimiento (2º BUL)

Inicio de nuevo filo recrecido (nuevo BUE).

ANÁLISIS EDS HERRAMIENTA MICROSCOPIO ELECTRÓNICO

ZONA DE INTERÉS Nº 1

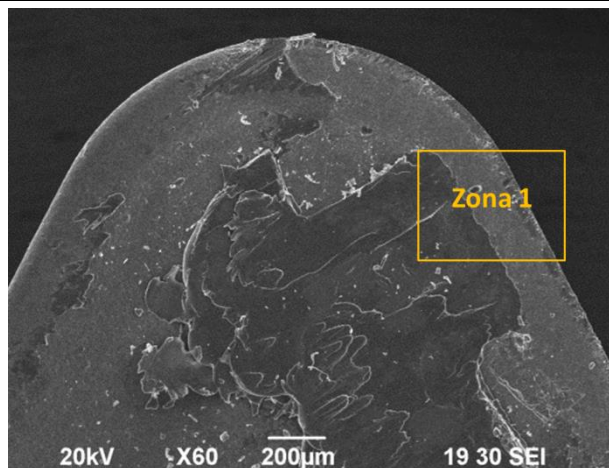


Imagen SEM _X General

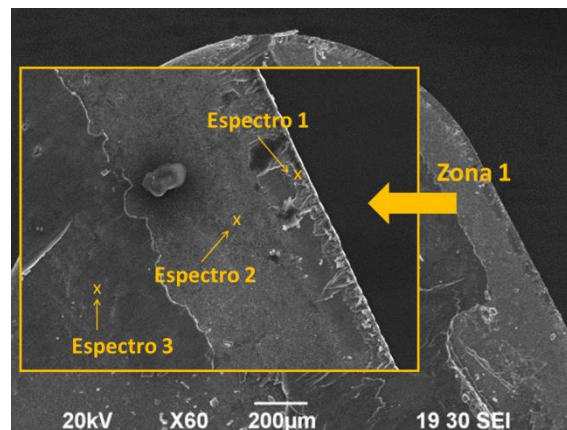
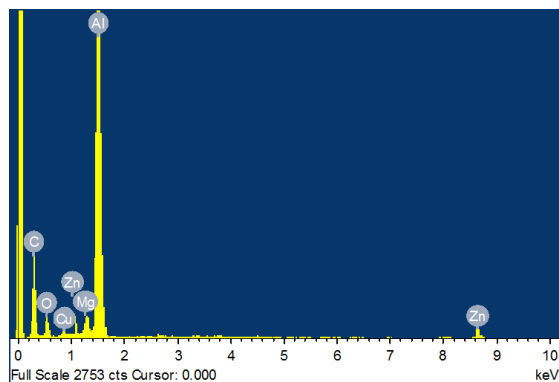


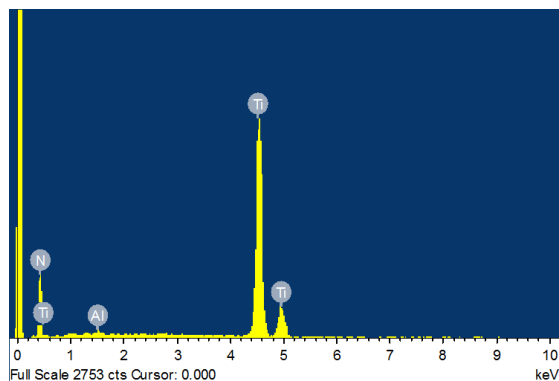
Imagen SEM _X identificación puntos adquisición de espectros



Espectro Nº1

	C	O	Mg	Al	Cu	Zn
% masa	8,02	4,12	2,12	79,01	1,43	5,30

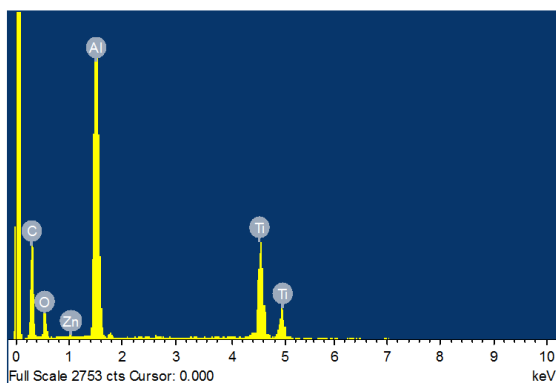
Tabla caracterización material Espectro Nº1



Espectro Nº2

	N	Al	Ti
% masa	20,36	6,13	73,51

Tabla caracterización material Espectro Nº2









	C	O	Mg	Al	Cu	Zn
% masa	7,46	2,35	2,18	81,09	1,48	5,44

Espectro Nº3





Tabla caracterización material Espectro Nº3

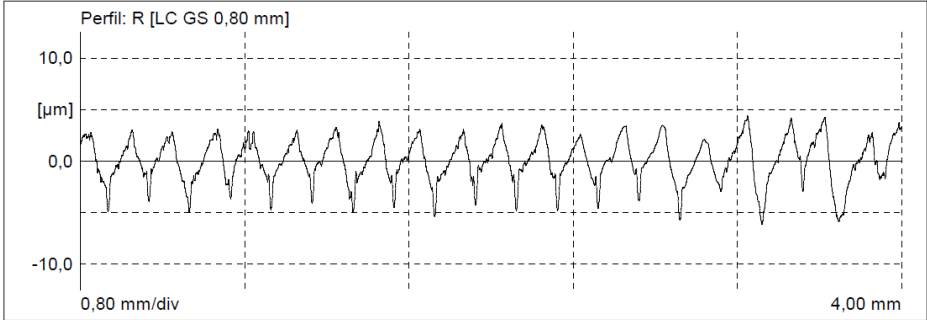
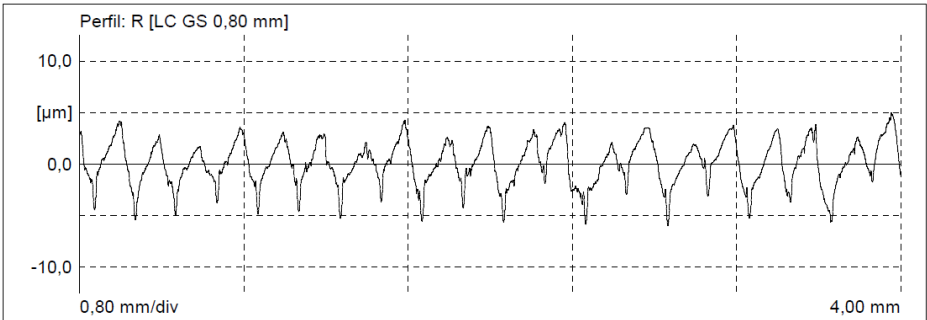
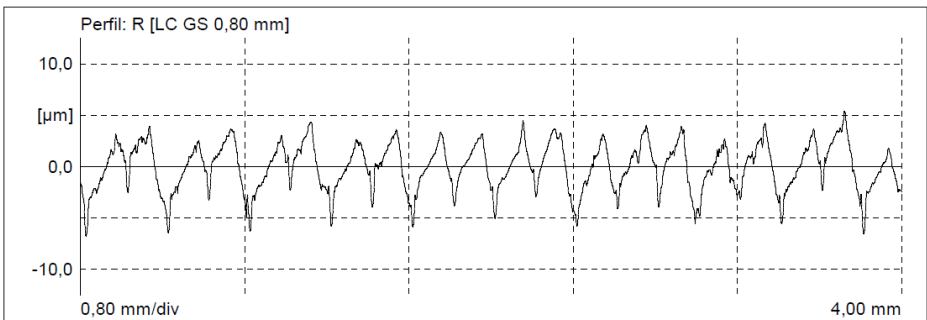
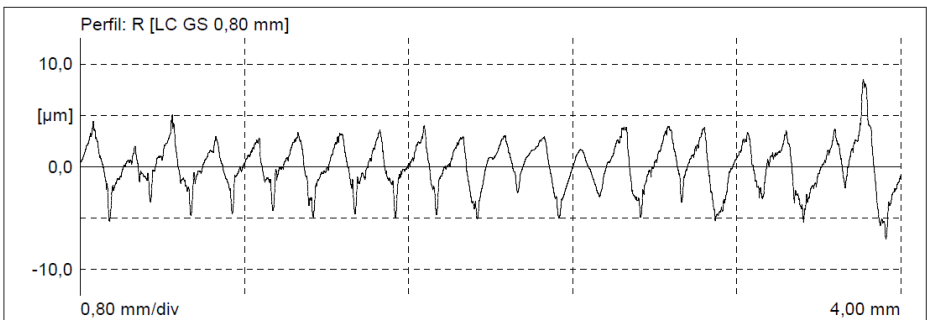
ANÁLISIS DE LA VIRUTA

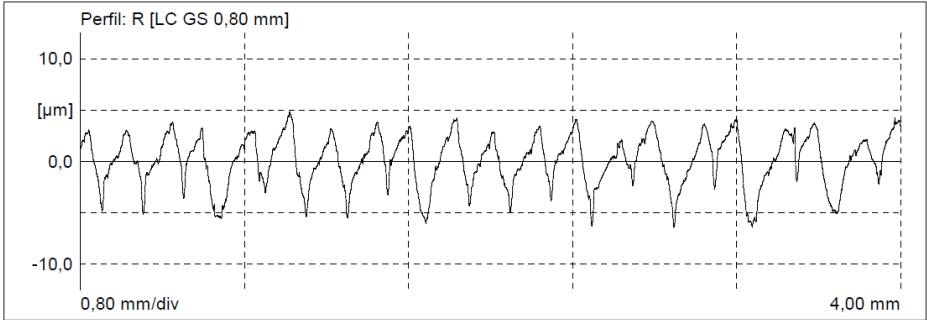
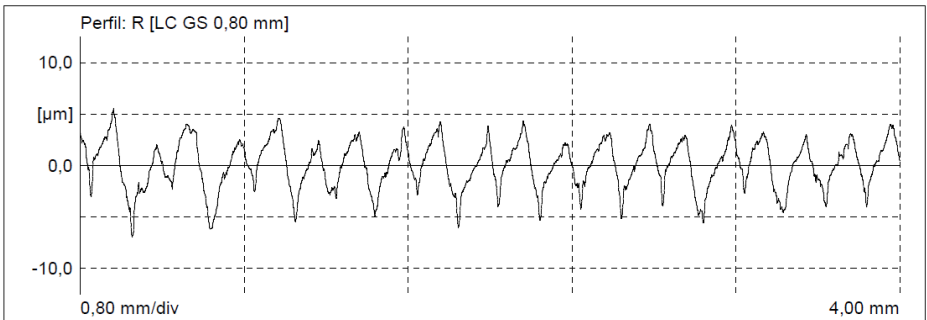
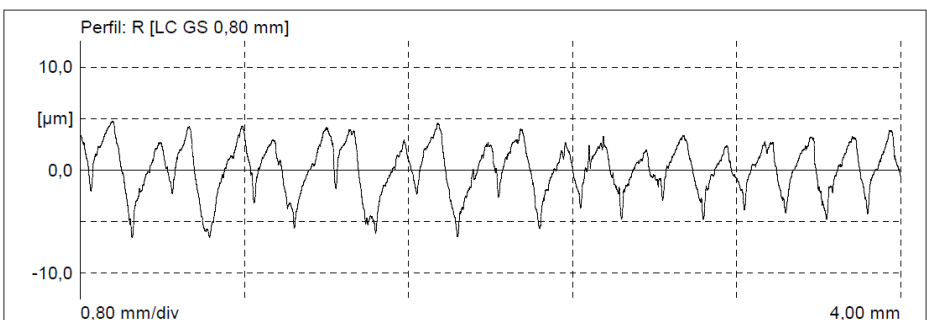
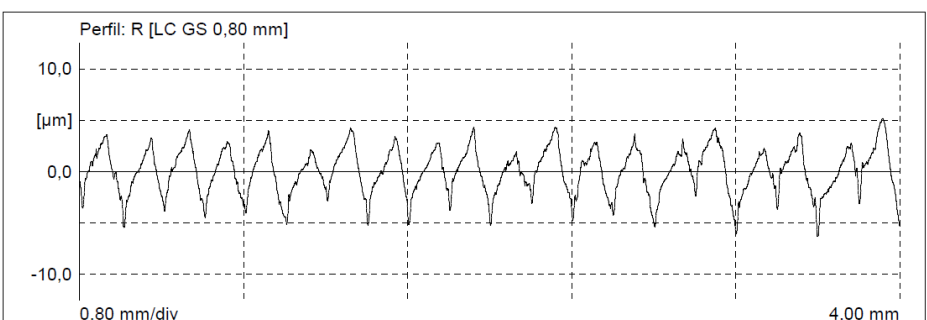
FOTOGRAFÍAS DE LA VIRUTA

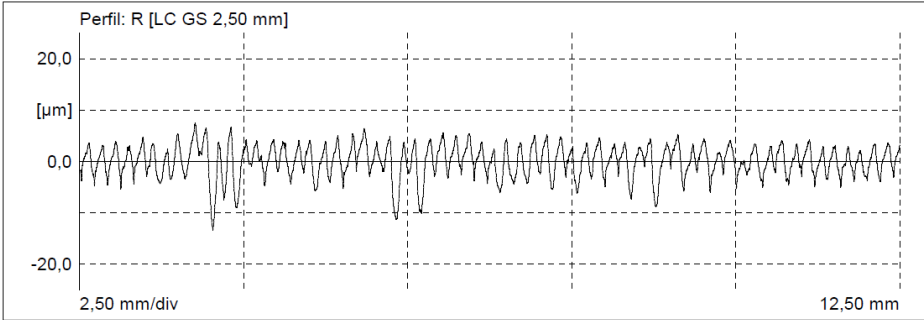
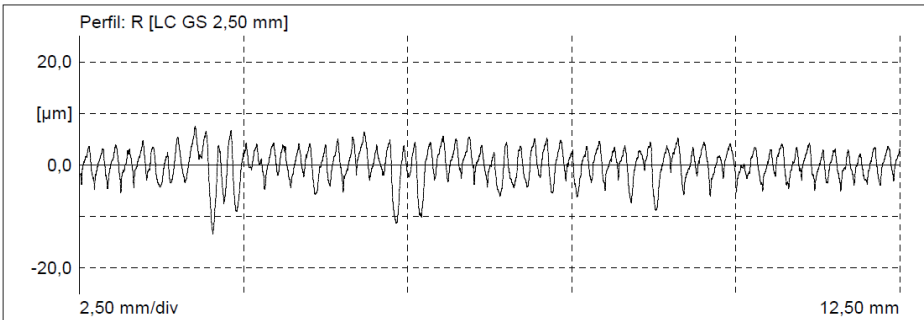
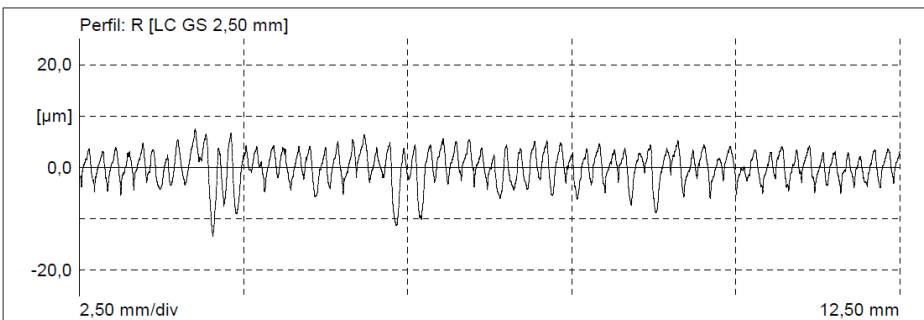
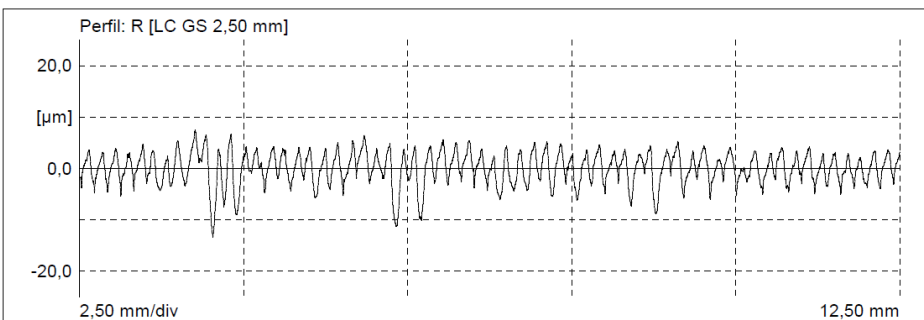
		
		
Clasificación de la morfología según ISO 3685		2.1. Tubular larga → 6.2. Arqueada conectada
Observaciones		Cambios en la morfología a lo largo del mecanizado. Formación de nidos de viruta casi desde el inicio.

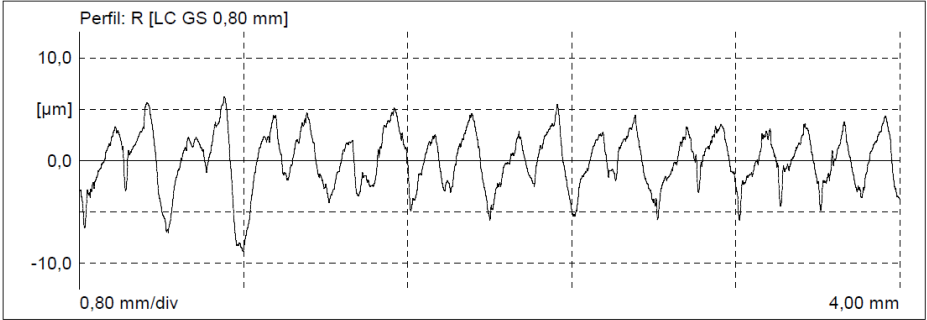
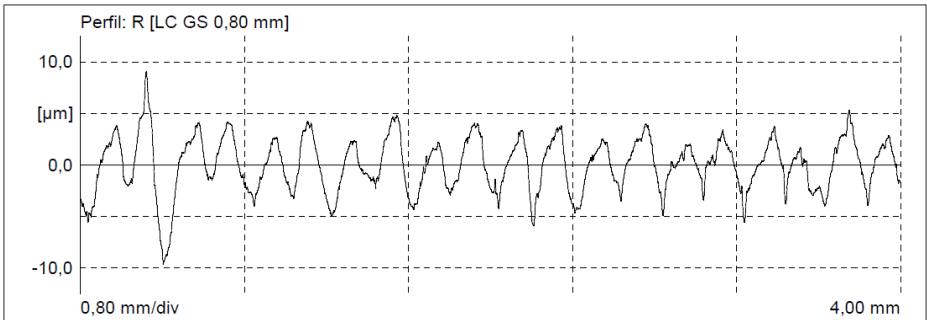
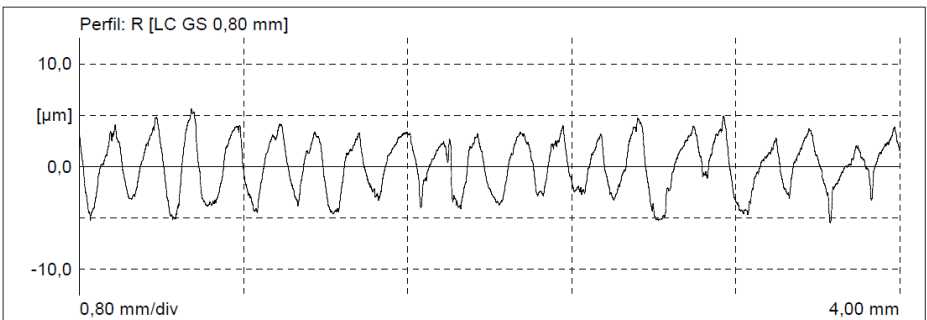
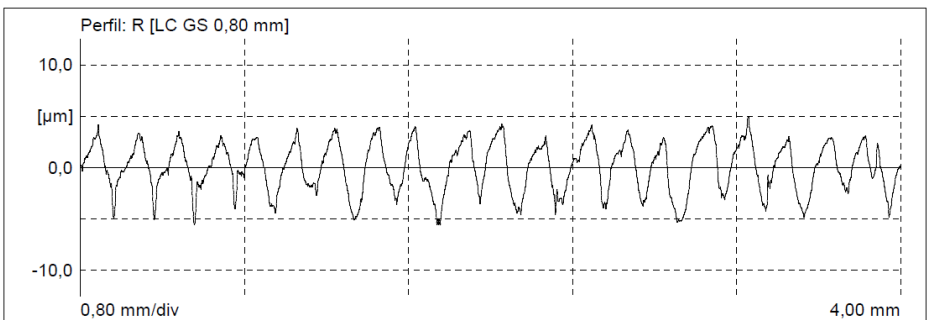
CAPTURAS VIDEO MECANIZADO

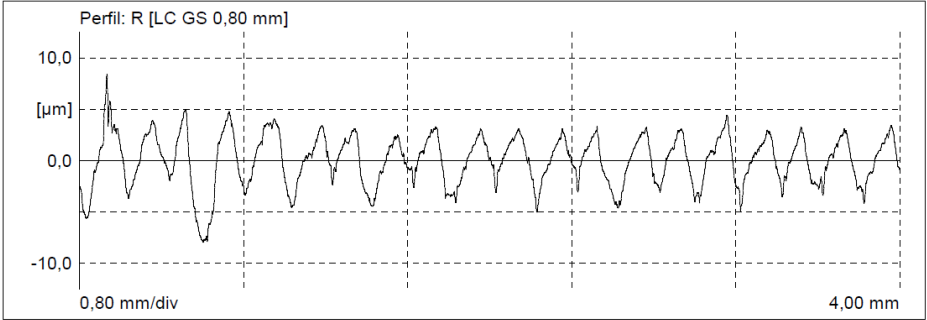
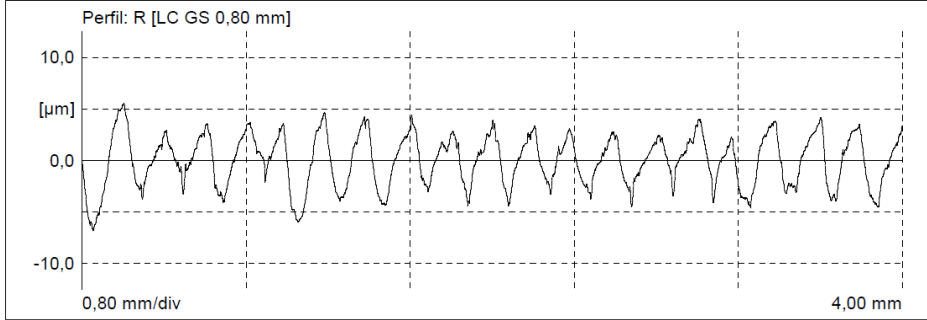
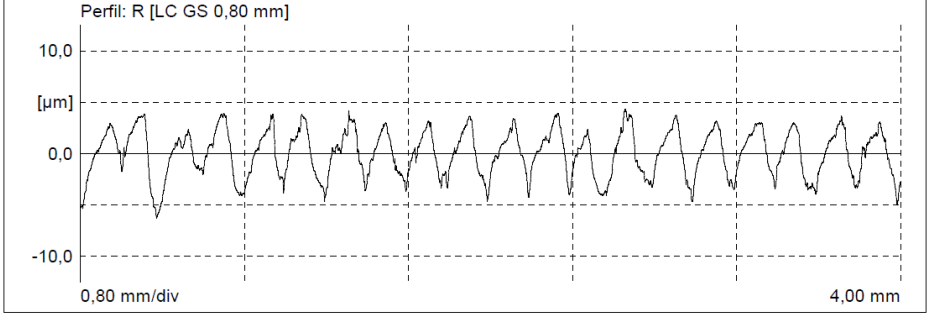
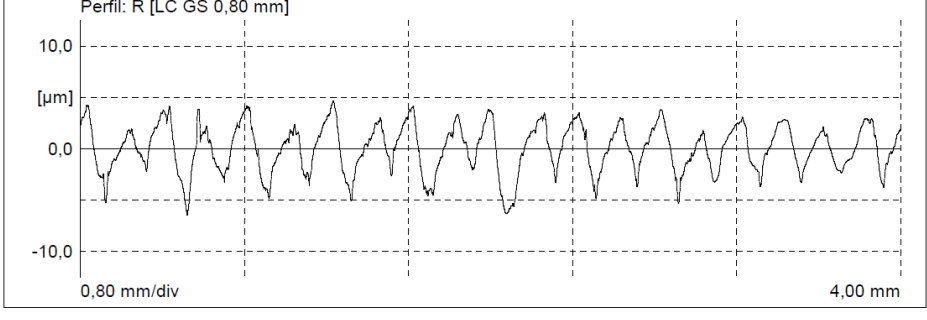
		
		
Índice de Control de Viruta (ICV)		ICV = 3
Observaciones		Inicialmente se genera viruta tubular larga, para pasar de forma rápida a formarse viruta arqueada conectada, con formación de nidos de viruta

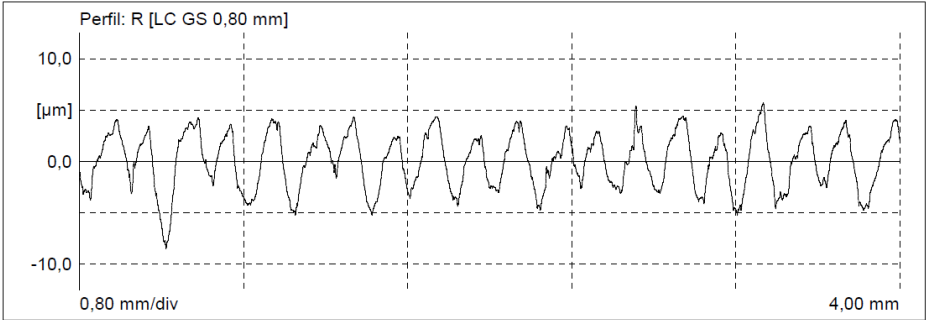
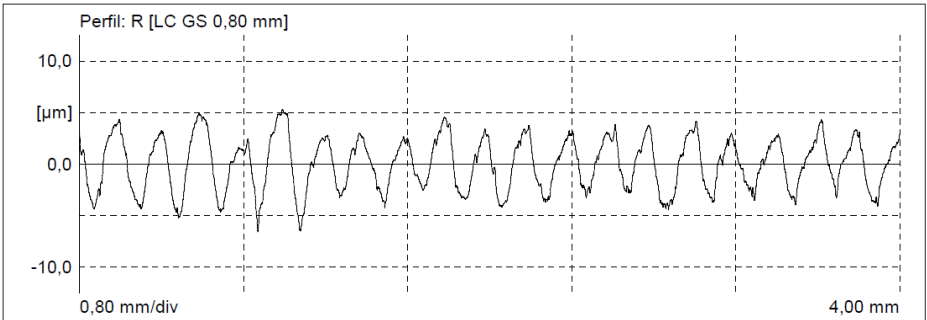
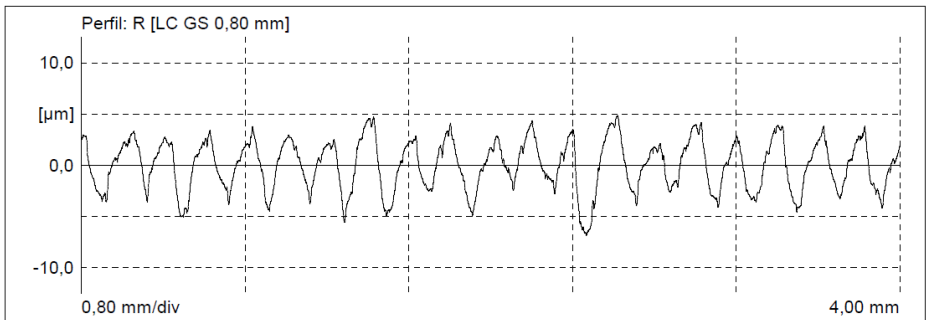
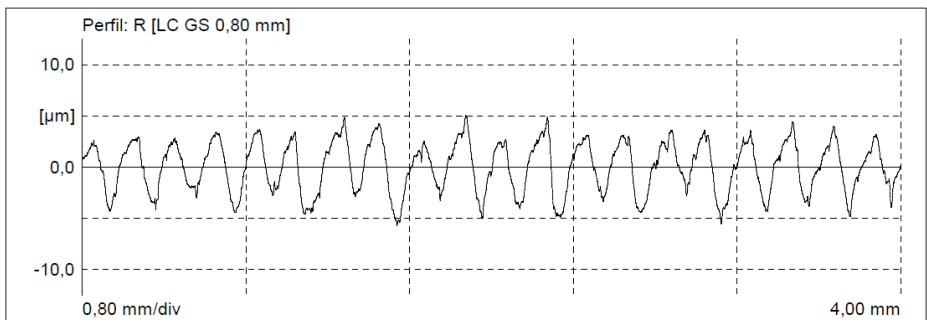
PERFIL DE RUGOSIDAD	
Tramo 1 (T1)	
Generatriz 1 (G1)	Ra = 1,69
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 2 (G2)	Ra = 1,77
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 3 (G3)	Ra = 1,91
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 4 (G4)	Ra = 1,85
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Ra media = 1,81	

PERFIL DE RUGOSIDAD	
Tramo 2 (T2)	
Generatriz 1 (G1)	Ra = 2,03
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 2 (G2)	Ra = 1,91
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 3 (G3)	Ra = 1,99
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 4 (G4)	Ra = 1,82
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Ra media = 1,94	

PERFIL DE RUGOSIDAD	
Tramo 3 (T3)	
Generatriz 1 (G1)	Ra = 2,47
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 2,5 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 2 (G2)	Ra = 2,40
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 2,5 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 3 (G3)	Ra = 2,41
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 2,5 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 4 (G4)	Ra = 2,36
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 2,5 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Ra media = 2,41	

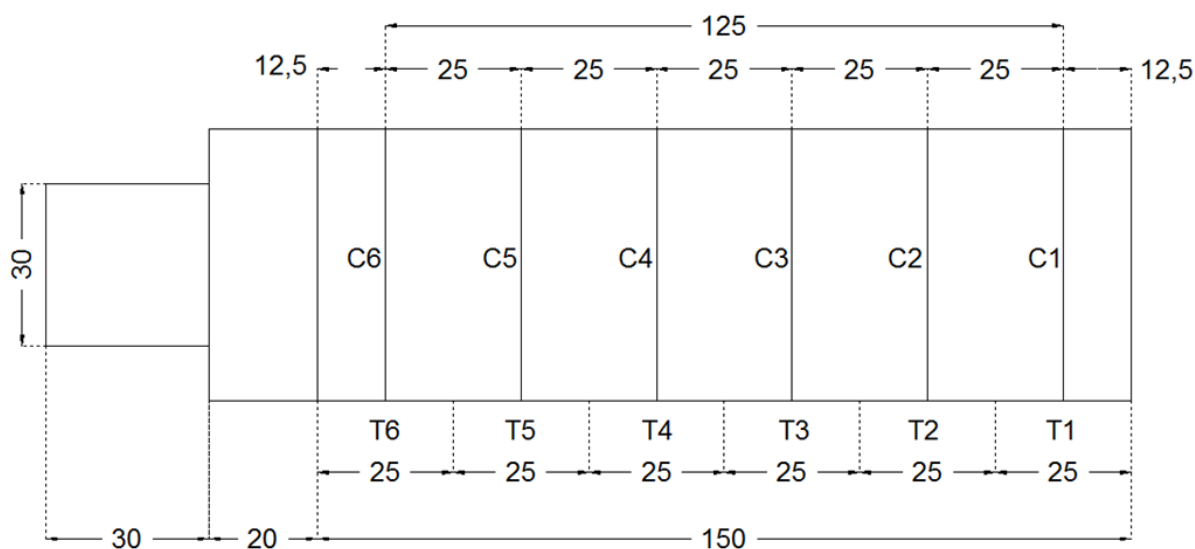
PERFIL DE RUGOSIDAD	
Tramo 4 (T4)	
Generatriz 1 (G1)	Ra = 2,28
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 2 (G2)	Ra = 2,15
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 3 (G3)	Ra = 2,22
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 4 (G4)	Ra = 2,03
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Ra media = 2,17	





PERFIL DE RUGOSIDAD	
Tramo 5 (T5)	
Generatriz 1 (G1)	Ra = 2,05
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 2 (G2)	Ra = 2,10
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 3 (G3)	Ra = 1,92
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 4 (G4)	Ra = 1,94
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Ra media = 2,00	

PERFIL DE RUGOSIDAD	
Tramo 6 (T6)	
Generatriz 1 (G1)	Ra = 2,31
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 2 (G2)	Ra = 2,18
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 3 (G3)	Ra = 2,07
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Generatriz 4 (G4)	Ra = 2,12
	<u>Parámetros:</u> Cut-Off = 0,8 n = 5 <u>Observaciones:</u>
Ra media = 2,17	

	Ra (μm)					
Generatriz	T1	T2	T3	T4	T5	T6
G1 (0°)	1,69	2,03	2,47	2,28	2,05	2,31
G2 (90°)	1,77	1,91	2,40	2,15	2,10	2,18
G3 (180°)	1,91	1,99	2,41	2,22	1,92	2,07
G4 (270°)	1,85	1,82	2,36	2,03	1,94	2,12
Media	1,81	1,94	2,41	2,17	2,00	2,17
Media ensayo	2,08					

DESVIACIONES DE FORMA



					
Generatriz	RECTITUD (μm)	PARALELISMO (μm)	Círculo	REDONDEZ (μm)	OSCILACIÓN RADIAL (μm)
G1 (0°)	14,31	56,05	C1	11,50	17,73
G2 (90°)	12,13	56,29	C2	7,58	11,72
G3 (180°)	18,05	53,87	C3	9,50	11,32
G4 (270°)	16,15	55,59	C4	8,28	10,64
Media	15,16	55,45	C5	7,24	10,38
			C6	7,02	7,77
			Media	8,52	11,59

Anexo B

Certificados de Calibración

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Descripción del elemento calibrado	
Identificación:	Nº de serie:
11.02.05	1334/03
Designación:	
RUGOSÍMETRO DE PALPADOR	
Campo:	Resolución:
Varios	Varias
Fabricante:	Modelo:
MAHR	Perthometer PGK 120

Peticionario	
UCA - CMI - DAT - Área Dimensional	
Escuela Superior de Ingeniería - C/ Chile, 1	
11002 - Cádiz	

Fechas	
Fecha/s de calibración:	Fecha de emisión:
2011-05-11 al 2011-05-12	2011-05-12

1. PROCEDIMIENTO Y METODOLOGÍA DE CALIBRACIÓN

La calibración del rugosímetro ha sido realizada por medición directa de varios patrones de rugosidad, realizando al menos diez medidas distribuidas uniformemente sobre cada superficie. Para la calibración se han empleado las condiciones de medición mostradas en el apartado 4 del presente certificado.

2. EQUIPOS EMPLEADOS

Designación	Identificación	Nº Certificado	Incertidumbre (p>95%)								Unidad
Termohigrómetro	13.05.05	ENAC-20/LC076-14132	0,4								°C
Patrón de salto	11.01.02	ENAC/LC037-2291	0,28 / 0,29								µm
Patrón de rugosidad	11.01.08	METAS-115-01250	Mtra	Ra	Rz	Rq	Rp	Rv	Rt	R Sm	µm
			A	0,06	0,39	0,07	0,27	0,15	0,38	0,13	
			B	0,11	0,8	0,13	0,53	0,28	0,8	0,11	
			C	0,22	1,6	0,26	1,1	0,6	1,6	0,34	
			D	0,44	3,1	0,5	2,0	1,1	3,1	0,29	
	11.01.07	METAS-115-01249		0,009	0,09	0,011	0,06	0,05	0,09	0,036	

Los equipos empleados en esta calibración disponen de la garantía de trazabilidad a patrones nacionales e internacionales, documentada mediante las certificaciones emitidas por los correspondientes laboratorios reconocidos en el seno de la EA.

3. CONDICIONES AMBIENTALES (durante la calibración)

Temperatura: entre (t_{máx}) = 20,2 °C y (t_{mín}) = 20,0 °C.

Humedad: <70% de HR

4. CONSIDERACIONES PREVIAS

11.01.08 (MUESTRA A, B) y 11.01.07

Los parámetros utilizados en la medición de las muestras han sido:

- Longitud de onda de corte (λ_c): 0,8 mm
- Longitud de evaluación: 4,0 mm
- Recorrido de palpación: 5,6 mm
- Recorridos individuales: 5
- λ_s: 2,5 µm
- Tipo de filtro: Gaussiano

- Velocidad de medición: 0,5 mm/s
- Distancia entre puntos del perfil (Δx): 0,5 µm
- Número de puntos del perfil: 11200 puntos
- Rango de medición: ± 50 µm
- Palpador: MFW-250 (Radio=2µm, Ángulo=90°)
- Presión estática de medida: 0,75 mN

11.01.08 (MUESTRA C y D)

Los parámetros utilizados en la medición de las muestras han sido:

- Longitud de onda de corte (λ_c): 2,5 mm
- Longitud de evaluación: 12,5 mm
- Recorrido de palpación: 17,5 mm
- Recorridos individuales: 5
- λ_s: 8,0 µm
- Tipo de filtro: Gaussiano

- Velocidad de medición: 0,5 mm/s
- Distancia entre puntos del perfil (Δx): 1,56 µm
- Número de puntos del perfil: 11200 puntos
- Rango de medición: ± 50 µm (C), ± 250 µm (D)
- Palpador: MFW-250 (Radio=2µm, Ángulo=90°)
- Presión estática de medida: 0,75 mN



5. RESULTADOS

Punto de calibración (Ra) i (µm)	Parámetros de correcciones e incertidumbres locales Ra				
	Corrección (Ra) i (µm)	Incertidumbre expandida Uc i (Ra) (µm)	Distribución de probabilidad	Factor k de cobertura	Grados de libertad v _{ef}
0,396	-0,001	0,009	Normal	2,00	∞
1,48	-0,026	0,062	Normal	2,00	∞
3,08	-0,009	0,110	Normal	2,00	∞
6,42	-0,009	0,220	Normal	2,00	∞
12,73	0,08	0,44	Normal	2,00	∞

Punto de calibración (Rq) i (µm)	Parámetros de correcciones e incertidumbres locales Rq				
	Corrección (Rq) i (µm)	Incertidumbre expandida Uc i (Rq) (µm)	Distribución de probabilidad	Factor k de cobertura	Grados de libertad v _{ef}
0,456	-0,001	0,011	Normal	2,00	∞
1,69	-0,026	0,073	Normal	2,00	∞
3,55	-0,017	0,130	Normal	2,00	∞
7,41	-0,008	0,260	Normal	2,00	∞
14,70	0,12	0,50	Normal	2,00	∞

Punto de calibración (Rz) i (µm)	Parámetros de correcciones e incertidumbres locales Rz				
	Corrección (Rz) i (µm)	Incertidumbre expandida Uc i (Rz) (µm)	Distribución de probabilidad	Factor k de cobertura	Grados de libertad v _{ef}
1,460	-0,039	0,090	Normal	2,00	∞
5,19	-0,135	0,409	Normal	2,00	∞
11,20	-0,091	0,806	Normal	2,00	∞
23,60	-0,033	1,614	Normal	2,00	∞
46,40	0,21	3,12	Normal	2,00	∞

Punto de calibración (Rp) i (µm)	Parámetros de correcciones e incertidumbres locales Rp				
	Corrección (Rp) i (µm)	Incertidumbre expandida Uc i (Rp) (µm)	Distribución de probabilidad	Factor k de cobertura	Grados de libertad v _{ef}
0,79	-0,011	0,060	Normal	2,00	∞
3,11	-0,137	0,288	Normal	2,00	∞
7,09	-0,114	0,537	Normal	2,00	∞
15,00	0,001	1,119	Normal	2,00	∞
29,70	0,15	2,02	Normal	2,00	∞



Punto de calibración (Rv) i (µm)	Parámetros de correcciones e incertidumbres locales Rv				
	Corrección (Rv) i (µm)	Incertidumbre expandida Uc i (Rv) (µm)	Distribución de probabilidad	Factor k de cobertura	Grados de libertad v _{ef}
0,670	-0,028	0,050	Normal	2,00	∞
2,08	0,002	0,153	Normal	2,00	∞
4,08	-0,008	0,281	Normal	2,00	∞
8,60	-0,005	0,601	Normal	2,00	∞
16,70	0,06	1,10	Normal	2,00	∞

Punto de calibración (Rt) i (µm)	Parámetros de correcciones e incertidumbres locales Rt				
	Corrección (Rt) i (µm)	Incertidumbre expandida Uc i (Rt) (µm)	Distribución de probabilidad	Factor k de cobertura	Grados de libertad v _{ef}
1,480	-0,034	0,090	Normal	2,00	∞
5,40	-0,129	0,400	Normal	2,00	∞
11,40	-0,008	0,814	Normal	2,00	∞
24,10	-0,001	1,611	Normal	2,00	∞
46,60	0,22	3,11	Normal	2,00	∞

Punto de calibración (RSm) i (µm)	Parámetros de correcciones e incertidumbres locales RSm				
	Corrección (RSm) i (µm)	Incertidumbre expandida Uc i (RSm) (µm)	Distribución de probabilidad	Factor k de cobertura	Grados de libertad v _{ef}
100,011	-2,308	0,050	t-Student	2,06	42
250,38	-5,581	0,180	t-Student	2,06	45
250,41	-5,544	0,146	t-Student	2,05	54
801,28	-2,071	0,376	t-Student	2,01	297
801,37	-19,75	0,40	t-Student	2,06	46

6. OBSERVACIONES

- El valor de la corrección se ha de sumar a la indicación del instrumento para obtener el valor convencionalmente verdadero.
- La incertidumbre expandida de medida se ha obtenido multiplicando la incertidumbre típica de medición por el factor k mostrado en la tabla anterior que, para la distribución y los grados de libertad recogidos en dicha tabla, corresponde a una probabilidad de cobertura de aproximadamente el 95%.
- La incertidumbre típica de medida se ha determinado conforme al documento EA-4/02. Para su determinación se han considerado las contribuciones debidas a los patrones empleados, al método de calibración y al propio instrumento calibrado.
- Los resultados contenidos en el presente certificado se refieren al momento y condiciones en que se realizaron las mediciones. El laboratorio no se responsabiliza de los perjuicios que puedan derivarse del uso inadecuado de los instrumentos calibrados. Este certificado no podrá ser reproducido parcialmente sin la aprobación del laboratorio que lo emite.



Firmas autorizadas

Juan Pablo Contreras Samper
Director Técnico del Área Dimensional

José Enrique Garófano López
Coordinador del Área Dimensional



Descripción del elemento calibrado		Peticionario
Identificación: 06.10.01 Designación: Medidora de Geometrías Campo: XC 0 - 180 mm ZC 0 - 350 mm CC 0 - 360 ° Fabricante: Mahr	Nº de serie: 1112 Resolución: Varias Modelo: MMQ44	UCA - CMI - DAT - Área Dimensional Escuela Superior de Ingeniería - C/ Chile, 1 11002 - Cádiz
Fechas		
Fecha/s de calibración: 2011-08-30 a 2011-09-01		Fecha de emisión: 2011-09-01

1. PROCEDIMIENTO Y METODOLOGÍA DE CALIBRACIÓN

La calibración se ha realizado siguiendo el PROCEDIMIENTO DE CALIBRACIÓN ESICA -130-D.

2. EQUIPOS EMPLEADOS

Designación	Identificación	Nº Certificado	Incertidumbre (p>95%)	Unidad
Termohigrómetro	13.05.04	ENAC-26-LC-386-015993	0,3	°C
Cilindro de geometrías	06.11.01	DKD-K-06401-5006	Redondez	0,1 µm
			Rectitud	0,2 µm
			Cilindricidad	0,5 µm

Los patrones, calibradores e instrumentos empleados en esta calibración disponen de la garantía de trazabilidad a patrones nacionales e internacionales, documentada mediante las certificaciones emitidas por los correspondientes laboratorios reconocidos en el seno de la EA.

3. CONDICIONES AMBIENTALES (durante la calibración)

Temperatura: entre (tc) = 20,0 °C y (tf) = 19,9 °C.

Humedad: <70% de HR

4. OBSERVACIONES PREVIAS

N.A.

5. RESULTADOS

Ptos de calibración (mm)	Parámetros de correcciones e incertidumbres locales (Parámetros de redondez)				
	Correcciones Δli (mm)	Incertidumbre típica expandida Uc i (Δli) (mm)	Distribución de probabilidad	Factor de cobertura k	Grados de libertad v _{ef}
h = 20	0,00004	0,00010	t-Student	2,05	51
h = 62	-0,00004	0,00011	t-Student	2,04	57
h = 104	-0,00003	0,00011	t-Student	2,04	59
h = 146	0,00005	0,00010	t-Student	2,05	55
h = 188	-0,00003	0,00011	t-Student	2,04	60
h = 230	0,00004	0,00010	t-Student	2,05	51

Siendo h la altura a la cual se ha realizado la medida de redondez, respecto de la base, del Cilindro de Geometrías.



Ptos de calibración	Parámetros de correcciones e incertidumbres locales (Parámetros de rectitud)				
	Correcciones Δl_i (mm)	Incertidumbre típica expandida Uc_i (Δl_i) (mm)	Distribución de probabilidad	Factor de cobertura k	Grados de libertad ν_{ef}
$\alpha=0^\circ$	-0,00019	0,00020	t-Student	2,05	51
$\alpha=90^\circ$	-0,00030	0,00020	t-Student	2,05	51
$\alpha=180^\circ$	-0,00015	0,00020	t-Student	2,05	52
$\alpha=270^\circ$	-0,00022	0,00020	t-Student	2,05	51

Siendo α la posición a la cual se ha realizado la medida de rectitud, respecto a la orientación del Cilindro de Geometrías.

Parámetros de correcciones e incertidumbres locales (Parámetro de cilindridad)				
Correcciones Δl_i (mm)	Incertidumbre típica expandida Uc_i (Δl_i) (mm)	Distribución de probabilidad	Factor de cobertura k	Grados de libertad ν_{ef}
-0,00143	0,00115	t-Student	2,01	171

6. OBSERVACIONES

- El valor de la corrección se ha de sumar a la indicación del instrumento para obtener el valor convencionalmente verdadero.
- La incertidumbre expandida de medida se ha obtenido multiplicando la incertidumbre típica de medición por el factor k mostrado (para cada punto de calibración) en la tabla anterior que, para la distribución y los grados de libertad recogidos en dicha tabla, corresponde a una probabilidad de cobertura de aproximadamente el 95%.
- La incertidumbre típica de medida se ha determinado conforme al documento EA-4/02. Para su determinación se han considerado las contribuciones debidas a los patrones empleados, al método de calibración y al propio instrumento calibrado, sin incluir el valor de la corrección.
- Los resultados contenidos en el presente certificado se refieren al momento y condiciones en que se realizaron las mediciones. El laboratorio no se responsabiliza de los perjuicios que puedan derivarse del uso inadecuado de los instrumentos calibrados. Este certificado no podrá ser reproducido parcialmente sin la aprobación del laboratorio que lo emite.

Mod. 004. Rev. 2

Firmas autorizadas

Juan Pablo Contreras Samper
Director de la Calidad

José Enrique Garófano López
Coordinador de Área de A. T.




 Nº 186/LC501	CERTIFICADO DE CALIBRACIÓN <i>Certificate of Calibration</i> Número: CC 2009/017 <i>Number</i> Página 1 de 4 <i>Page _ of _ pages</i>	
CENTRO DE METROLOGÍA DE LA UNIVERSIDAD DE MÁLAGA (CEMUM)		
	Escuela Universitaria Politécnica Antiguo edif. Informática, Plaza del Ejido s/n 29013 Málaga - CIF 2918001E Tel: 952132068 / Fax: 952132053 cemum@uma.es / http://servilab.uma.es	FT06-03 NOVIEMBRE 2008

OBJETO <i>Item</i>	PIE DE REY
MARCA <i>Mark</i>	MITUTOYO
MODELO <i>Model</i>	DIGIMATIC
IDENTIFICACIÓN <i>Identification</i>	D.02.02-01
SOLICITANTE <i>Applicant</i>	CEMUM EUP, Edificio Antiguo de Informática Plaza El Ejido, s/n, 29013, Málaga
FECHA/S DE CALIBRACIÓN <i>Date/s of calibration</i>	12-05-2009

Signatario/s autorizado/s <i>Authorized signatory/ies</i>	Fecha de emisión <i>Date of issue</i>	12-05-2009
---	---	------------


Lorenzo Sevilla Hurtado
 Director Técnico

Este certificado se expide de acuerdo con las condiciones de la acreditación concedida por ENAC que ha comprobado las capacidades de medida del laboratorio y su trazabilidad a patrones nacionales o internacionales. ENAC es firmante del Acuerdo de Reconocimiento Mutuo (MLA) de calibración de European Cooperation for Accreditation (EA) y de International Laboratory Accreditation Cooperation (ILAC).
 Este certificado no podrá ser reproducido parcialmente sin la aprobación por escrito del laboratorio que lo emite.
 This certificate is issued in accordance with the conditions of accreditation granted by ENAC which has assessed the measurements capability of the laboratory and its traceability to national or international standards. ENAC is one of the signatories of the Multilateral Agreement of the European Cooperation for Accreditation (EA) and the International Laboratories Accreditation Cooperation (ILAC).
 This certificate may not be partially reproduced except with the prior written permission of the issuing laboratory.



IDENTIFICACIÓN DEL EQUIPO

- **Denominación:** PIE DE REY
- **Marca:** MOTUTOYO
- **Modelo:** DIGIMATIC
- **N° Serie:** 7233210
- **Código Cliente:** D.02.02-01
- **Campo de medida:** 0-150 mm
- **Rango Calibrado:** 0-150 mm
- **División de escala:** 0.01 mm
- **Fecha de recepción:**
- **Accesorios:**
- **Observaciones:**

PROCEDIMIENTO DE CALIBRACIÓN:

En la calibración se ha empleado el siguiente procedimiento de calibración interno:

PT-07.03. PROCEDIMIENTO DE CALIBRACIÓN DE PIE DE REY

METODOLOGÍA:

La calibración para medidas exteriores se realiza tomando medidas repetitivas en 11 puntos de calibración equidistantes sobre BPL.

La calibración para medidas interiores se realiza tomando medidas repetitivas en 3 puntos de calibración sobre BPL montados en el ABPL.

La calibración para medidas de profundidad se realiza tomando medidas repetitivas en 3 puntos de calibración sobre BPL colocados en la MP.

PATRONES DE REFERENCIA:

Bloques Patrón Longitudinales (BPL) Grado 1. Marca Mitutoyo (D.01.02-01)

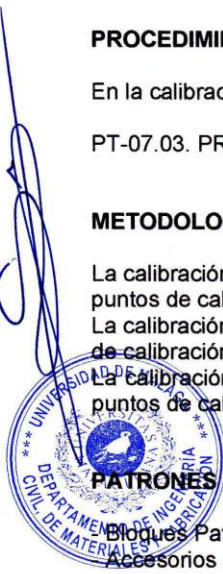
Accesorios de Bloques Patrón Longitudinales (ABPL) Grado 1. Marca Cary (D.01.03-01)

- Vidrios planoparalelos (PP) (D.06.15-01)

- Mesa de planitud (MP). Marca MAHR (D.06.05-01)

- Registrador de temperatura y Humedad Rotronic Hygrolog NT con sonda HygroClip S1

Los patrones e instrumentos empleados tienen garantizada su trazabilidad a través de laboratorios reconocidos por ENAC u otra Entidad firmante de los MRL (Acuerdos Multilaterales de Reconocimiento Mutuo)





CONDICIONES AMBIENTALES:

Temperatura: $20\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$ (T mín = 19.31 - T máx = 20.44)
Humedad: $< 50\%$ (HR mín = 46.02 - HR máx = 47.02)

La calibración se ha llevado a cabo dentro de los intervalos admisibles, para la variación de temperatura y humedad, contemplados en el procedimiento de calibración

RESULTADOS:

Según anexos

OBSERVACIONES:

- La incertidumbre expandida (U) se ha obtenido multiplicando la incertidumbre típica por el factor de cobertura $k=2$ que, para una distribución normal, corresponde a una probabilidad de cobertura de aproximadamente un 95%. La medida de la incertidumbre típica se ha determinado conforme al documento EA-4/02.
- Los resultados que se emiten en este certificado están referidos al momento y condiciones en que se realizaron las calibraciones, y sólo se refieren a los equipos calibrados.

Se adjunta etiqueta de calibración.





ANEXO

CUADRO RESUMEN

EXTERIORES	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Valor nominal (mm)	0	10	20	30	50	70	90	110	130	140	150
Valor patrón (mm)	0,000	10,000	20,000	30,000	50,000	70,000	90,001	110,000	130,000	140,000	150,000
Lectura del equipo (mm)	0,00	9,99	19,99	29,99	50,00	69,99	90,00	110,00	130,01	140,00	150,00
Corrección local (mm)	0,00	0,01	0,01	0,01	0,00	0,01	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
k	2										
U (µm)	24										

INTERIORES	1	2	3
Valor nominal (mm)	30	70	130
Valor patrón (mm)	30,00	70,00	130,00
Lectura del equipo (mm)	30,01	70,00	130,01
Corrección local (mm)	-0,01	0,00	-0,01
k	2		
U (µm)	24		

SONDA PROFUNDIDAD	1	2	3
Valor nominal (mm)	30	70	130
Valor patrón (mm)	30,00	70,00	130,00
Lectura del equipo (mm)	30,00	70,00	110,01
Corrección local (mm)	0,00	0,00	-0,01
k	2		
U (µm)	24		



Anexo C

Composición de la aleación ensayada

*Análisis Paramétrico del Mecanizado en Seco de la Aleación
UNS A97075*

Programa: AL-7X
Comentario: Al-alloys global
Media y RSD (n=4)

AL-112195

27/04/2006 16:09:46

Elementos: Concentración

Probe: Muestra embutida
Basis:

Quality: 7075

	Si %	Fe %	Cu %	Mn %	Mg %	Zn %	Ni %	Cr %	Pb %	Sn %	Ti %	Ag %
↓			1.20		2.10	5.10		0.180				
x	0.094	0.149	1.87	0.074	2.62	6.03	0.014	0.187	<0.002	0.007	0.008	0.002
↑	0.400	0.50	2.00	0.300	2.90	6.10		0.280				
s	0.001	0.003	0.051	0.000	0.045	0.082	0.000	0.004	0.001	0.005	0.001	0.000
sr	1.007	2.235	2.728	0.441	1.706	1.364	3.281	2.346	32.763	68.109	6.737	6.446
	B %	Be %	Bi %	Ca %	Cd %	Na %	Sr %	Li %	Zr %	Co %	V %	Ga %
↓												
x	0.005	0.000	0.013	0.001	0.001	<0.000	<0.000	0.000	0.006	<0.001	0.004	0.006
↑												
s	0.000	0.000	0.002	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.001	0.000
sr	2.771	0.810	15.433	39.713	4.623	106.564	92.266	3.298	3.187	41.879	12.798	1.281
	Al %	P %										
↓												
x	88.920	0.001										
↑												
s	0.161	0.000										
sr	0.181	17.772										

